Transports Canada
Développement

Transport Canada
Development

TP 6809F

Analyse du comportement thermique des wagons-citernes

Sommaire: volume 1

Préparé pour le
Centre de développement des transports
Transports Canada

par
University of New Brunswick
Department of Mechanical Engineering

MARS 1985

Canada

TP 6809F

ANALYSE DU COMPORTEMENT THERMIQUE DES WAGONS-CITERNES

SOMMAIRE: VOLUME 1

Préparé par

J.E.S. Venart

University of New Brunswick
Department of Mechanical Engineering

Mars 1985

89-06040/

Les opinions et les vues exprimées dans ce rapport sont celles de l'auteur et ne reflètent pas nécessairement celles du Centre de développement des transports, Transports Canada.

Also available in English under the title: "Tank Car Thermal Response Analysis: Executive Summary: Volume 1", TP 6809E.

Transports Canada / Transport Canada — Développement / Development

FORMULE DOCUMENTAIRE DU RAPPORT

1. Nº du rapport Transports Canada	2. Nº de l'étude — CDT	3. Nº de catalogue du destinataire
TP 6809F	4727	

4. Titre et sous-titre	5. Date du rapport
Analyse du comportement thermique des wagons-citernes Sommaire: volume 1	Mars 1985
	6. Nº du rapport de l'organisme exécutant UNB ME TF 24
7. Auteur(s) J.E.S. Venart	8. Nº de dossier Transports Canada D 1465-302-2
9. Nom et adresse de l'organisme exécutant Fire Science Centre University of New Brunswick C.P. 4400 Fredericton (New Brunswick) E3B 5A3	10. Nº de dossier — ASC 11SD.T8200-2-2509
	11. Nº de contrat — ASC ou Transports Canada OSD82-00085
12. Nom et adresse de l'organisme parrain Centre de développement des transports (CDT) Complexe Guy-Favreau, 200 o., boul. Dorchester Tour ouest, suite 601 Montréal (Québec) H2Z 1X4	13. Genre de rapport et période visée Technique; mai 82-mai 85
	14. Code de l'organisme parrain CDT 4727
15. Remarques additionnelles	16. Agent de projet — CDT D.W. Dibble

17. Résumé

Ce rapport concerne les travaux d'expérimentation et de simulation analytique sur les transferts thermiques induits dans les wagons-citernes contenant du GPL (propane), et soumis à l'action des flammes. La recherche visait à une meilleure connaissance du comportement thermohydraulique de la cargaison, du récipient, des soupapes de sûreté et d'un agent antidéflagrant connu sous le nom de EXPLOSAFE.

Un récipient figurant le wagon-citerne a été étudié, construit et utilisé dans le but de faire des observations directes des pressions, températures, niveaux et comportements de la cargaison en phase liquide lorsqu'elle est chauffée et que la surpression est évacuée dans l'atmosphère, et ce dans des conditions expérimentales très variables, utilisant le frigorigène R11 à la place du GPL. Le phénomène de stratification du liquide due à la convection naturelle et au refroidissement de la partie interne du liquide a été analysé et confirmé expérimentalement. L'effet de l'orientation du récipient et de l'extension des surfaces d'échange a également été étudié afin de déterminer son influence sur le phénomène d'ébullition ponctuelle du liquide, avec et sans EXPLOSAFE. Des études analytiques ont été faites des divers paramètres en jeu: géométrie du récipient, niveau de remplissage, interaction effet torche-flammes enveloppantes, propriétés thermodynamiques et transferts thermiques du propane. Une détermination a été tentée des transferts thermiques dans l'espace vide au-dessus de la cargaison. La conductivité thermique de l'agent EXPLOSAFE et sa conductance thermique au droit des points de contact avec les parois ont également été mesurées.

18. Mots-clés	19. Diffusion
Accidents, explosion d'un gaz en ébullition, incendies, effet torche, propane, comportement thermique d'un wagon-citerne, protection incendie.	Le Centre de développement des transports dispose d'un nombre limité d'exemplaires.

20. Classification de sécurité (de ce rapport)	21. Classification de sécurité (de cette page)	22. Nombre de pages	23. Prix
non classifié	non classifiée	xiii, 111	-

CDT/TDC 79-005 Rev 86

Canada

Transport Canada / Transports Canada
Development / Développement

REPORT DOCUMENTATION FORM

1. Transport Canada Report No.	2. TDC Project No.	3. Recipient's Catalogue No.
TP 6809F	4727	

4. Title and Subtitle	5. Report Date
Analyse du comportement thermique des wagons-citernes Sommaire: volume 1	March 1985
	6. Performing Organization Report No. UNB ME TF 24
7. Author(s) J.E.S. Venart	8. Transport Canada File No. D 1465-302-2
9. Performing Organization Name and Address Fire Science Centre University of New Brunswick P.O. Box 4400 Fredericton, N.B. E3B 5A3	10. DSS File No. 11SD.T8200-2-2509
	11. DSS or Transport Canada Contract No. OSD82-00085
12. Sponsoring Agency Name and Address Transportation Development Centre (TDC) Guy Favreau Complex, 200 Dprchester Blvd. West West Tower, Suite 601 Montreal, Quebec H2Z 1X4	13. Type of Report and Period Covered Technical; May 82-May 85
	14. Sponsoring Agency Code TDC 4727
15. Supplementary Notes	16. TDC Project Officer D.W. Dibble

17. Abstract

The work reported in this document is concerned with the experimental and analytical simulation of the fire induced heat transfer to rail tank cars containing liquified petroleum gases (propane). The study was undertaken with the prupose of generating a better understanding of the thermal-hydraulic behavior of the lading, tank, pressure relief valve, and a specific internal protection scheme, EXPLOSAFE.

A tank simulator was designed, developed and used to obtain pressure, temperature, level and thermal fluid behavior results with heat addition and pressure relief over a wide range of experimental conditions with Refrigerant 11 (R11). The phenomena of free convective liquid stratification and subcooled core heating were analyzed and experimentally confirmed. The effects of sruface orientation and enhancement were studied in order to assess their influence on nucleate pool boiling with and without EXPLOSAFE. Analyses of tank geometry and initial liquid level, pool fire - flare interaction and thermodynamic and transport properties of propane were made. A determination of the vapour space heat transfer was attempted. The thermal conductivity and thermal contact conductance of EXPLOSAFE were measured.

18. Key Words	19. Distribution Statement
Accidents, BLEVE, Boiling, Fires, Pool Fires, Propane, Railway Tank Car Thermal Response, Fire Protection.	Limited number of copies available from the Transportation Development Centre.

20. Security Classification (of this report)	21. Security Classification (of this page)	22. No. of Pages	23. Price
Unclassified	Unclassified	xiii, 111	-

SOMMAIRE

Ce document est un rapport sur les recherches effectuées par le Fire Science Center de l'Université du Nouveau-Brunswick en vertu du contrat "Analyse du comportement thermique des wagons-citernes" (dossier OSD T8200-2-2509, 15 mai 1982, du MAR) avec Transports Canada. Ce rapport résume les travaux et sert de sommaire exécutif pour les sept volumes qui suivent [1-7]:

Vol 2 Transient Natural Convection in a Partially Filled Horizontal Cylinder [1].

Vol 3 Experimental Determination of the Heat Transfer in the Vapour Space of a Partially Filled Horizontal Cylinder [2].

Vol 4 Pool Boiling Heat Transfer: The Effects of Enhanced Surfaces and Inclination [3].

Vol 5 Supporting Studies [4].

Vol 6 Published Papers [5].

Vol 7 Pool Fire - Flare Interactions [6].

Vol 8 Tank Simulator Test Data [7].

TABLE DES MATIÈRES

		Pages
INTRODUCTION		1
TÂCHES ET RENVOIS CONNEXES		12
TÂCHE 1.	Chauffage du réservoir expérimental et dépressurisation de celui-ci	13
TÂCHE 2.	Transfert de chaleur et stratifications thermiques du liquide et de la vapeur, avec ou sans dispositif EXPLOSAFE	19
	2.1 Stratification du liquide	19
	2.1.1 Phénomènes physiques	21
	2.1.2 Modification des caractéristiques d'écoulement en présence d'une couche poreuse	23
	2.1.3 Effets de la stratification extérieure sur la couche limite	25
	2.1.4 Résultats et discussion de la solution intégrale	25
	2.2 Solution par différences finies	28
	2.2.1 Difficultés reliées à la géométrie et méthode de solution possible	28
	2.2.2 Méthode numérique	28
	2.2.3 Méthode de solution	30
	2.2.4 Essai de la méthode	30
	2.3 Stratification de la vapeur	35
TÂCHE 3.	Ébullition et "gonflement" du liquide avec et sans dispositif EXPLOSAFE	45
	3.1 Effet de l'orientation de la surface sur l'ébullition	45
	3.1.1 Dispositif de chauffage électrique	45
	3.1.2 Spécimens d'essai	47
	3.1.3 Contenant en forme de T et matériel connexe	47
	3.1.4 Résultats expérimentaux	50
	3.2 Analyse du gonflement en deux phases	61
TÂCHE 4.	Autres mesures de protection	69
TÂCHE 5.	Documentation technique et analyses à l'appui	70
	5.1 Modèle numérique	70
	5.2 Propriétés thermodynamiques	70
	5.3 Géométrie du wagon-citerne	74
	5.4 Calorimètre à surface cylindrique	74

5.5 Conductivité thermique et conductance de contact du dispositif EXPLOSAFE 78
5.5.1 Montage expérimental 78
5.5.2 Dispositifs testés 80
5.5.3 Calculs 80
5.5.4 Résultats et discussion 80

TACHE 6. Effets des flammes enveloppantes et d'une flamme à effet de chalumeau 84

TACHE 7. Tests avec le liquide R12 88

TACHE 8. Présentation audio-visuelle des résultats 89

TACHE 9. Présentation des données mesurées 90

CONCLUSIONS 91

RECOMMANDATIONS 93

OUVRAGES CITÉS 94

Appendice A: Tables des matières des ouvrages cités [1-7] . 95

A.1 Transient Natural Convection in a Partially Filled Horizontal Cylinder 96

A.2 Experimental Determination of the Heat Transfer in the Vapour Space of a Partially Filled Horizontal Cylinder 98

A.3 Pool Boiling Heat Transfer: The Effects of Enhanced Surfaces and Inclination 101

A.4 Supporting Studies 103

A.5 Published Papers 105

A.6 Pool Fire - Flare Interactions 107

A.7 Tank Simulator Test Data 110

LISTE DES FIGURES

		Pages
Figure 1	Réservoir utilisé dans les expériences	5
Figure 2	Schéma du montage expérimental	6
Figure 3	Vue d'extrémité d'un bloc de logement en céramique Lava pour les dispositifs de chauffage électrique	7
Figure 4	Circuit électrique des dispositifs de chauffage .	8
Figure 5	Exemple de disposition des thermocouples	9
Figure 6	Soupape de sûreté	10
Figure 7	Pression dans le réservoir	14
Figure 8	Température du fluide - réservoir incliné à 65^{o} .	15
Figure 9	Température de la paroi - réservoir incliné à 65^{o}	16
Figure 10	Masse du réservoir	17
Figure 11	Cylindre horizontal partiellement rempli et chauffé latéralement	20
Figure 12	Zones stratifiées et instables dans le liquide .	22
Figure 13	Profils de température verticaux à des instants différents pour $q = 20\ kW/m^2$ à un taux de remplissage de 92% sans dispositif EXPLOSAFE . .	24
Figure 14	Couche limite pour divers degrés de stratification extérieure	26
Figure 15	Réservoir rempli à 80% avec dispositif EXPLOSAFE de 1". Gradient de température vertical à divers instants ($q = 40\ kW/m^2$)	27
Figure 16	Réservoir rempli à 85% sans dispositif EXPLOSAFE. Gradient de température vertical à divers instants ($q = 20\ kW/m^2$)	27
Figure 17a	Plan physique	29
Figure 17b	Plan mathématique	29

Figure 18 Profils de vitesse pour Pr = 19 950, Gr = 1,1 . . 31

Figure 19 Profils de température pour Pr = 19 950, Gr = 1,1 32

Figure 20 Profils de température pour Pr = 0,7 et Gr = $4,5 \times 10^4$ 33

Figure 21 Profils de vitesse pour Pr = 0,7 et Gr = $4,5 \times 10^4$ 34

Figure 22 Lignes de courant calculées avec Pr = 6380 et Gr = 114 à t = 4,6 minutes 36

Figure 23 Courbes isothermes calculées avec Pr = 6380 et Gr = 114 à t = 4,6 minutes 37

Figure 24 Photographie de l'écoulement dans un fluide pour lequel Pr = 6380 et Gr = 35 38

Figure 25 Calcul de la température moyenne de la vapeur . . 40

Figure 26 Coefficients de transfert de chaleur en fonction du temps 42

Figure 27 Coefficients de transfert de chaleur en fonction du temps 43

Figure 28 Vue en coupe du dispositif de chauffage électrique (schéma grandeur nature) 46

Figure 29 Élément de chauffage encapsulé 48

Figure 30 Dispositif de chauffage avec couvercle EXPLOSAFE 48

Figure 31 Schéma du contenant d'essai et du matériel connexe 49

Figure 32 Circuit électrique détaillé 51

Figure 33 Transfert de chaleur par convection naturelle à 2 bars avec une surface de cuivre dans du fréon 11 52

Figure 34 Effet de l'orientation avec une surface de cuivre 53

Figure 35 Données expérimentales obtenues avec la surface UNB #2 dans la région de convection naturelle et corrélation empirique de Fujii et Imura (entrée [8] de la bibliographie de [3]) 56

Figure 36 Hystérésis à 2 bars pour la surface UNB #2 dans le R-11 57

Figure 37 Comparaison des résultats obtenus pour l'ébullition pelliculaire avec les résultats expérimentaux et les calculs publiés 59

Figure 38 Effet du dispositif EXPLOSAFE 60

Figure 39 Variation de l'exposant "r" apparaissant dans l'équation de Rohsenow 62

Figure 40 Variation de la constante "C_{sf}" apparaissant dans l'équation de Rohsenow 62

Figure 41 Ajustement à l'aide de l'équation de Rohsenow modifiée des données obtenues avec une surface d'acier doux 63

Figure 42 Système idéal représentant le gonflement 65

Figure 43 Hauteurs dans des régions différentes 66

Figure 44 Simulation sur ordinateur: organigramme 71

Figure 45 Simulation sur ordinateur: organigramme et résultats 72

Figure 46 Organigramme du sous-programme TDPROP 73

Figure 47 Géométrie du réservoir selon l'angle d'inclinaison et le taux de remplissage 75

Figure 48 Photos du dispositif de chauffage à effet de chalumeau 76

Figure 49 Ébullition produite par une flamme à effet de chalumeau 77

Figure 50 Dispositifs de chauffage de la plaque chaude . . 79

Figure 51 Configurations et orientations des dispositifs EXPLOSAFE 81

Figure 52 Modèle de transfert de la chaleur pour le dispositif EXPLOSAFE 82

Figure 53 Conductivité thermique apparente du dispositif EXPLOSAFE 83

Figure 54 Conductivité thermique apparente du dispositif EXPLOSAFE en fonction de la pression 83

Figure 55 Positions des appareils de mesure dans les flammes enveloppantes pour les tests 1 à 3 (vue du dessus) 86

Figure 56 Positions des appareils de mesure dans les flammes enveloppantes pour les tests 4 à 6 (vue du dessus) 87

LISTE DES TABLEAUX

		Pages
Tableau 1	Tâches et renvois connexes	2
Tableau 2	Personnel ayant participé à l'analyse du comportement thermique des wagons-citernes . . .	3
Tableau 3	Programme expérimental	11
Tableau 4	Coefficients de transfert de chaleur moyens . . .	41
Tableau 5	Comparaison des principaux paramètres pour diverses surfaces	54
Tableau 6	Flux thermiques et coefficients de transfert de chaleur pour diverses températures de surchauffe avec différentes surfaces	58
Tableau 7	Comparaison des hauteurs de gonflement calculées et mesurées dans les réservoirs UNB à différents taux de remplissage (q/A = 16 kW/m^2 à 2 bars) . .	68
Tableau 8	Conductivité thermique vraie du dispositif EXPLOSAFE	82
Tableau 9	Flux thermique sur les calorimètres et le radiomètre dans les expériences avec flammes enveloppantes à effet de chalumeau	85

INTRODUCTION

Cette étude a porté sur la formulation du problème, l'analyse, la modélisation, la simulation et la vérification du modèle de transfert de chaleur par des flammes à des réservoirs contenant du gaz de pétrole liquéfié ou d'autres gaz dangereux (ex: LCl_2, NH_3). Le comportement avec le temps du contenu (pression, température, niveau [masse]), de la soupape de sûreté (cycle d'ouverture-fermeture, débit massique, décharge [à une phase - vapeur ou liquide - ou deux]), de la flamme à effet de chalumeau (intensité et position), du réservoir (température et tensions mécaniques), des flammes enveloppantes (intensité et position) et des dispositifs de protection (internes et externes) a été simulé expérimentalement et des modèles analytiques et numériques ont été élaborés pour déterminer dans quelles conditions vont exploser les réservoirs de grandeur nature lorsqu'ils sont exposés à des flammes à effet de chalumeau ou des flammes enveloppantes.

Ce programme de recherches, qui a été instauré et subventionné par le Centre de développement des transports (CDT) de Transports Canada, a commencé le 15 mai 1982. Il a été entrepris dans le but explicite d'obtenir une meilleure compréhension du comportement thermohydraulique des réservoirs contenant un gaz de pétrole liquéfié, avec ou sans dispositif de protection EXPLOSAFE, lorsqu'ils sont soumis à l'effet des flammes. On a entre autres observé le comportement d'un fluide sous pression (R11) avec addition de chaleur et dépressurisation avec et sans dispositif EXPLOSAFE, la stratification thermique en convection libre dans le liquide et la vapeur, les effets sur le processus d'ébullition de l'orientation et du traitement de la paroi du réservoir, l'effet combiné de flammes enveloppantes et d'une flamme à effet de chalumeau, le transfert de chaleur à la vapeur et d'autres questions connexes. Les tâches entreprises sont décrites en détail dans le tableau 1, alors que la liste du personnel exécutant est donnée dans le tableau 2. Ces tableaux sont discutés en détail plus loin dans ce rapport.

Jusqu'ici, ces travaux ont été subventionnés par le Centre de développement des transports, de Transports Canada, et aussi par le Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada, grâce à une subvention stratégique de trois ans qui en était au commencement de sa troisième année en novembre 1985. Une proposition de contrat intitulée "Analyse du comportement thermique des wagons-citernes: phase II" (10 septembre 1984) a été préparée et soumise à Transports Canada dans le but de poursuivre les recherches dans certains domaines du projet.

La principale réalisation de ce projet a été la construction, la fabrication, le test et l'utilisation de l'installation expérimentale principale. Celle-ci est constituée d'un réservoir à double paroi de 381 mm de diamètre sur 330 mm de longueur chauffé électriquement et muni d'une soupape de sûreté et de fenêtres en plexiglas de 1" d'épaisseur. Le R11 est utilisé pour simuler le fluide de chargement d'un

Tableau 1 Tâches et renvois connexes

TÂCHE	DESCRIPTION	VOLUME	OUVRAGES CITÉS
1.	a) Conception, fabrication, élaboration et test d'un système expérimental pour étudier le comportement d'un fluide contenu dans un wagon-citerne muni d'une soupape de sûreté, avec ou sans dispositif EXPLOSAFE, lorsque le wagon-citerne est soumis à l'effet de la chaleur	1,8a,8b	[1,7]
	b) Expériences connexes		
2.	Transfert de chaleur et stratification thermique dans le liquide et la vapeur, avec ou sans dispositif EXPLOSAFE	1,2,8a,8b	[1,2,7]
3.	Ébullition et gonflement du liquide, avec ou sans dispositif EXPLOSAFE	3,3a,8b	[3]
4.	Autres dispositifs de protection internes	1	[2]
5.	Analyses, informations, documentation technique et publications à l'appui - Documentation technique - Modèle numérique - Conditions extérieures - caractéristiques des flammes enveloppantes - Conductivité thermique et conductance de contact du dispositif EXPLOSAFE - Propriétés thermiques du propane - Appareils de simulation de flammes à effet de chalumeau - Géométrie - Publications	4,5	[4,5]
6.	Effet combiné de flammes enveloppantes et d'une flamme à effet de chalumeau	7	[6]
7.	Présentation audio-visuelle des données	8	[7]
8.	Rapport final		Sommaire

Tableau 2 Personnel ayant participé à l'analyse du comportement thermique des wagons-citernes

Personnes ayant participé au projet - Titres et appartenances:

Dr. J.E.S. Venart, P. Eng.	Directeur et chercheur	Mechanical Eng. (ME) & Fire Science Centre (FSC)	du 15 mai 82 à ce jour
Dr. F.R. Steward, P. Eng.	Chercheur	Chemical Eng. (ChE) & FSC	du 15 mai 82 à ce jour
Dr. A.C.M. de Sousa	Chercheur	ME & FSC	du 15 mai 82 à ce jour
Dr. J.G. Lenard, P. Eng.	Chercheur	ME	du 15 mai 82 au 15 sept. 84
Dr. R.C. Prasad	Chercheur adjoint	Faculty of Eng., UNBSJ	de sept. 82 à ce jour
V. Magapu	Adjoint aux recherches (étudiant PT, Ph.D.)	ME	d'avril 84 à ce jour
G. Smith	Technicien	ME	de nov. 82 à ce jour
E. Richard	Technicien de recherches	ChE & FSC	de sept. 83 à sept. 84
R. Doyle	Adjoint (étudiant M.Sc.E.)	ME	de sept. 83 à ce jour
G. Qureshi	Adjoint (étudiant M.Sc.E.)	ME	de sept. 82 à mars 85
S. Smathaparla	Adjoint (étudiant M.Sc.E.)	ChE	de sept. 83 à ce jour
Q. Wang	Adjoint (étudiant M.Sc.E.)	ME	de sept. 83 à ce jour
P. Wentzell	Adjoint (étudiant M.Sc.E.)	ME	de sept. 83 à ce jour
S. Wong	Adjoint (étudiant Ph.D.)	ChE	de sept. 83 à ce jour

wagon-citerne. La figure 1 est une photographie de ce réservoir expérimental. Le schéma de montage de l'installation est représenté sur la figure 2.

Les tests ont été effectués pour une gamme de flux thermiques allant de 20 à 80 kW_e/m^2, des taux de remplissage (par volume de 78,55 et 23 %), des soupapes de sûreté d'ouvertures différentes en divers modes de fonctionnement et différents dispositifs de protection EXPLOSAFE. Le flux thermique est fourni par des dispositifs de chauffage électrique (figures 3 et 4) fixés au réservoir en acier inoxydable mince se trouvant à l'intérieur du contenant à ballast d'argon ou d'azote sec. Les dispositifs de chauffage sont commandés par trois variacs triphasés 208 V.

Les mesures de température (figure 5) et de pression ainsi que les mesures relatives au fonctionnement de la soupape de sûreté (figure 6) ont été obtenues et contrôlées (figure 2) à l'aide d'une unité de saisie et de contrôle de données ayant plus de 120 voies et constituée des appareils HP-85B+3456, 3437 et 3497 (voltmètre numérique). Grâce à une subvention du CRSNG (novembre 1984), ce matériel a été remplacé par un matériel plus puissant permettant de déterminer le vide fractionnaire dans l'espace et le temps à l'aide de mesures de capacité ainsi que de mesurer le débit massique et la poussée de décharge de la soupape de sûreté.

Le programme de mesures entrepris ici est exposé dans le tableau 3 et tous les résultats des expériences sont donnés dans le volume 8 [7] de ce rapport sous forme de tables numériques, de graphiques et d'enregistrements vidéo synchronisés.

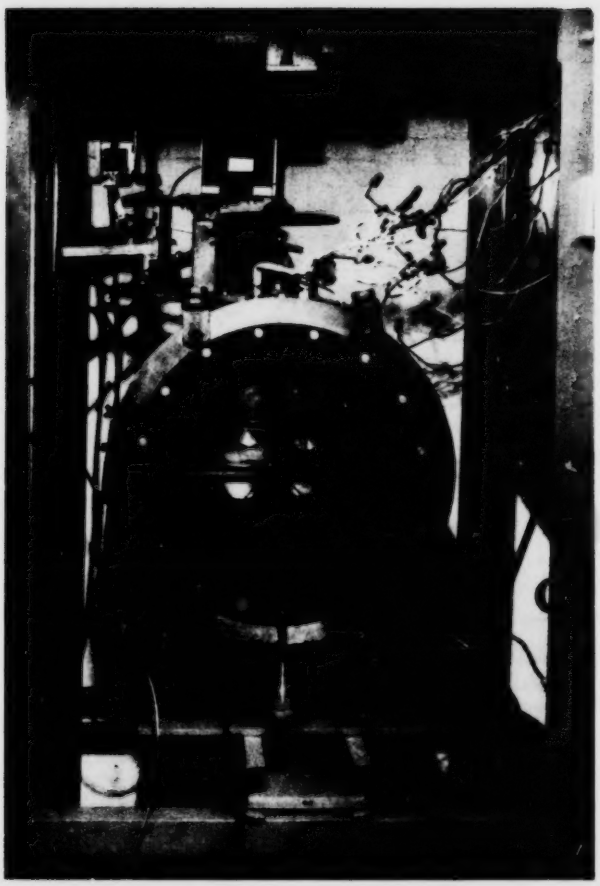


Figure 1 Réservoir utilisé dans les expériences

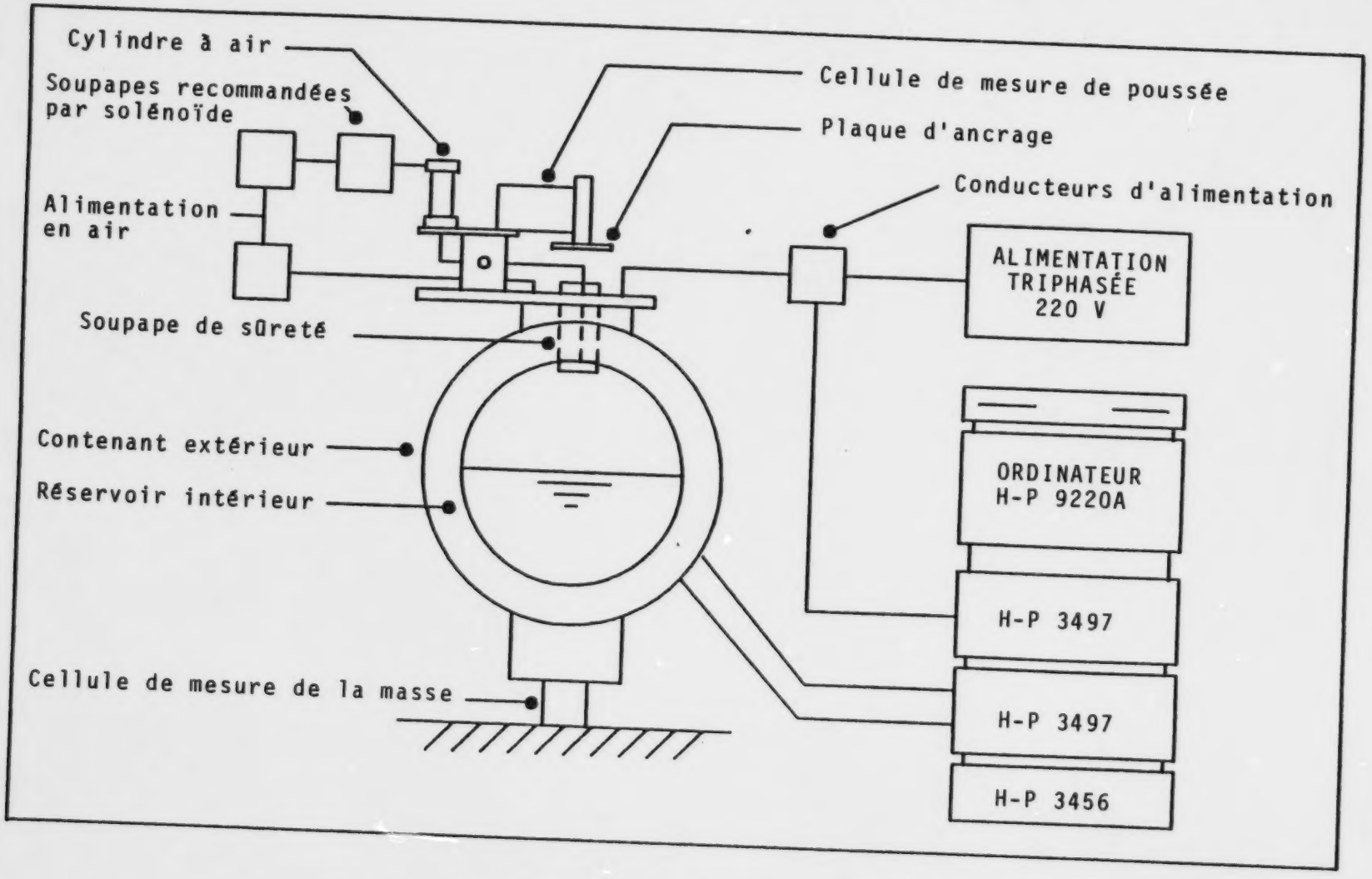


Figure 2 Schéma du montage expérimental

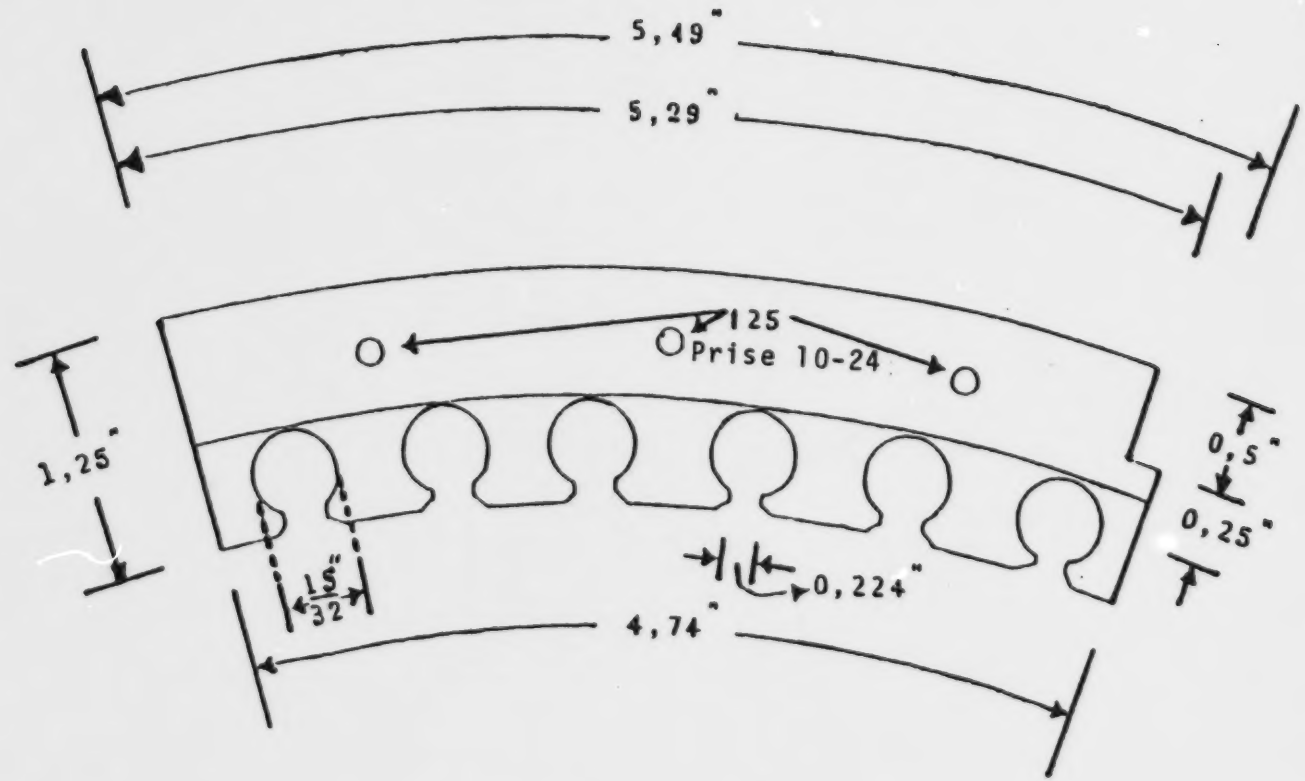


Figure 3 Vue d'extrémité d'un bloc de logement en céramique Lava pour les dispositifs de chauffage électrique

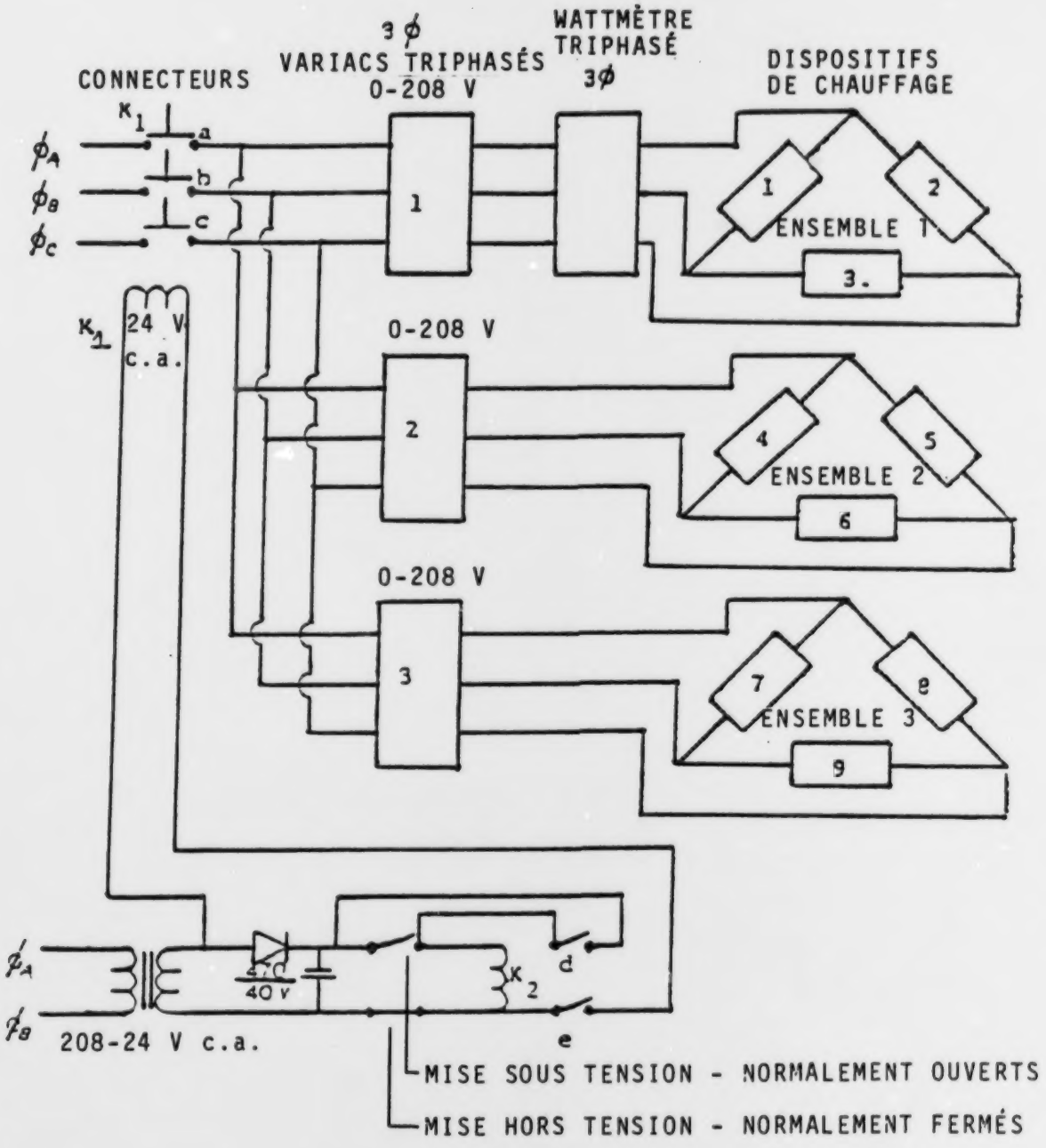
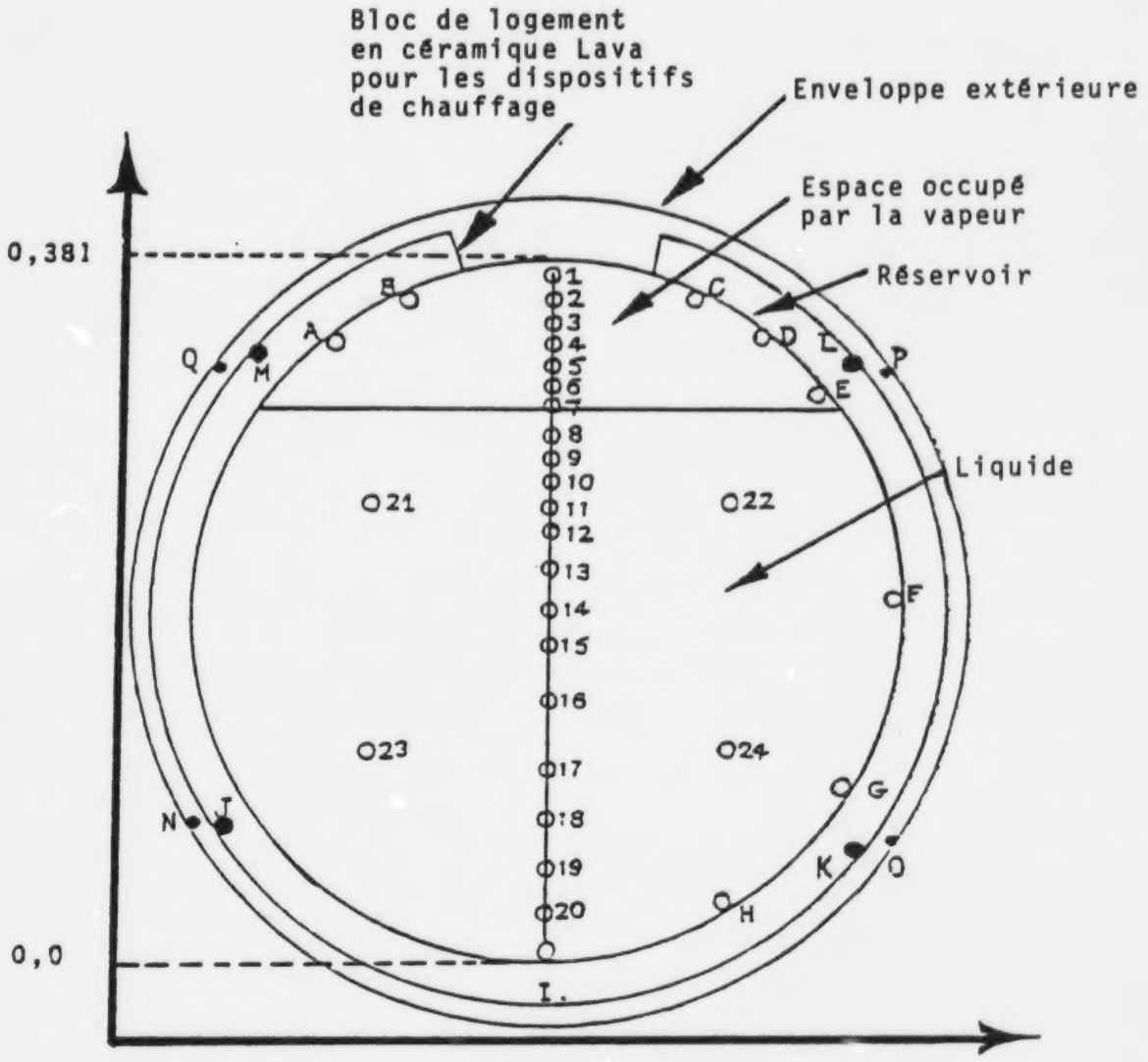


Figure 4 Circuit électrique des dispositifs de chauffage



Thermocouples - paroi intérieure: 9 fer - Constantan (A-I)
Thermocouples - bloc de logement: 4 fer - Constantan (J-M)
Thermocouples - paroi extérieure: 4 fer - Constantan (N-Q)
Thermocouples - fluide :24 cuivre - Constantan (1-24)

Figure 5 Exemple de disposition des thermocouples

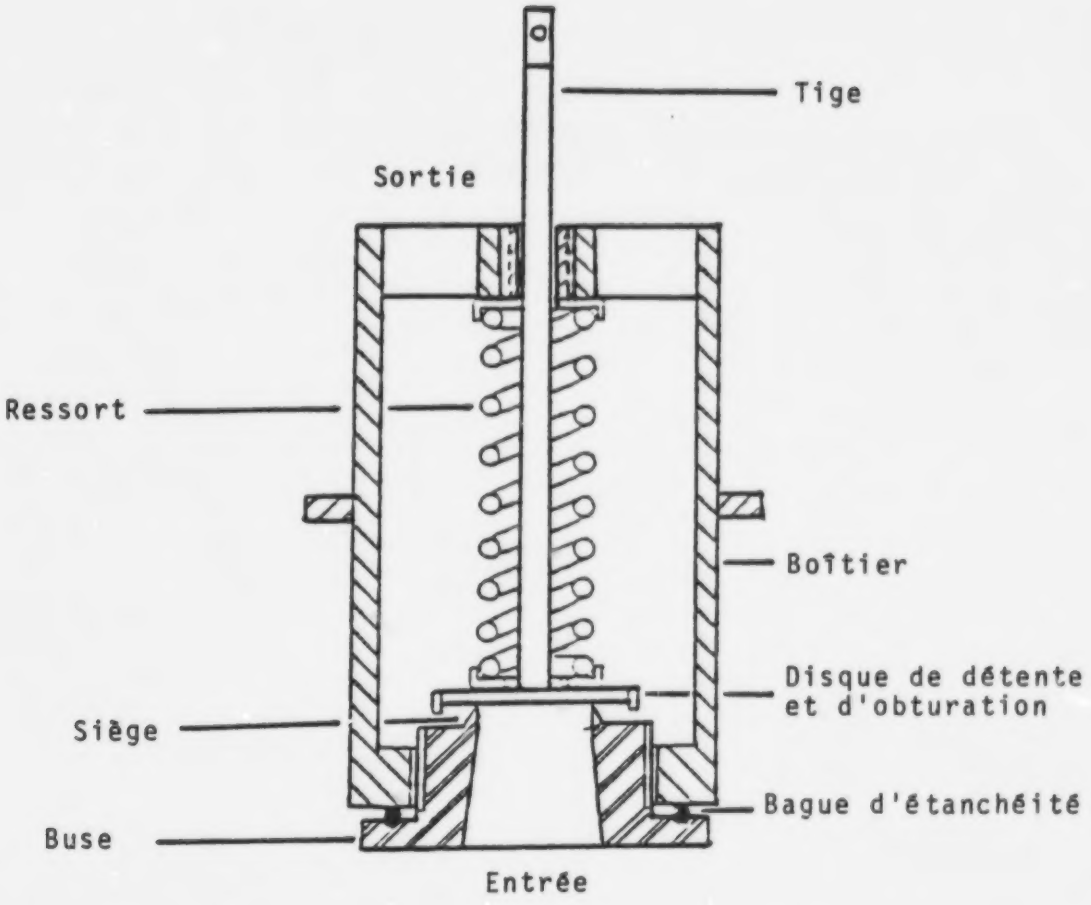


Figure 6 Soupape de sûreté

Tableau 3 Programme expérimental

	Type: avec ou sans dispositif EXPLOSAFE	Flux thermique (kW/m^2)	Diamètre de l'orifice de la soupape de sûreté	Taux de remplissage (%)
	PHASE I			
1.	SANS EXPLOSAFE	10,0	3/8"(9,5 mm)	65,0
2.	"	65,0	1/4"(6,4 mm)	76,0
3.	"	65,0	"	58,0
4.	"	65,0	"	23,0
5.	"	65,0	3/8"(9,5 mm)	76,0
6.	"	65,0	"	58,0
7.	"	65,0	"	23,0
	PHASE II			
8.	AVEC EXPLOSAFE	40,0	3/8"(9,5 mm)	74,0
9.	"	40,0	"	58,0
10.	"	40,0	"	23,0

TÂCHES ET RENVOIS CONNEXES

Les tâches sont décrites au tableau 1. Dans la discussion qui suit, chacune des tâches est examinée de façon relativement détaillée, en même temps qu'une compilation des résultats pertinents obtenus afin de résumer le travail effectué.

On trouvera une discussion plus détaillée de chacune des tâches et des résultats obtenus en consultant les volumes connexes mentionnés précédemment.

TÂCHE 1. Chauffage du réservoir expérimental et dépressurisation de celui-ci

L'installation et les systèmes auxiliaires utilisés (figures 1 et 2) sont ceux du programme de test (tableau 3) dont les résultats des mesures de pression, de température et de niveau sont donnés dans [7] avec les mesures sur le comportement du fluide. Ces différentes mesures ont été effectuées pour divers flux thermiques, divers taux de remplissage et diverses grandeurs d'orifice pour la soupape de sûreté, avec ou sans dispositif de protection interne EXPLOSAFE.

Dans le programme de test, le R11 était utilisé comme liquide de simulation; les taux de remplissage étaient de 80, 55 et 25%, le flux thermique de 25, 40 et 65 kW/m^2 et les orifices de la soupape de sûreté de 6 et 9 mm dans des conditions initiales de saturation, avec ou sans anneau de protection intérieur EXPLOSAFE de 25 mm d'épaisseur.

Jusqu'ici, les expériences de base effectuées avec le montage (volume 2, [1]; volume 3 [2]) ont fait ressortir la nature très complexe et l'interdépendance des phénomènes thermohydrauliques. Les variations de la pression (figure 7), de la température (figures 8 et 9) et de la masse en fonction du temps (figure 10) pour différents flux thermiques et différents taux de remplissage illustrent cette complexité. Ces figures représentent les résultats obtenus dans des tests antérieurs à ceux mentionnés ici. Les éléments les plus importants pour ce qui a trait au comportement du réservoir selon le taux de remplissage sont l'ampleur de la stratification thermique et, par conséquent, du sous-refroidissement et de la surchauffe, les variations de la pression et de la température avec le temps et le processus d'ébullition ainsi que les processus de vaporisation instantanée irrégulière et de gonflement à deux phases observés parfois selon la grandeur d'orifice et le comportement de la soupape de sûreté. La stratification thermique et l'ébullition seront examinées plus loin. Seules les variations de la pression et de la température à l'intérieur du réservoir en fonction du temps ainsi que le débit massique de la soupape de sûreté seront examinés ici. On trouvera une discussion et des conclusions plus détaillées dans les volumes appropriés [2,3,7].

Le taux d'augmentation de la pression augmente sensiblement lorsque le flux thermique augmente ou que le taux de remplissage diminue (figure 7). Le comportement de la soupape de sûreté varie également, allant d'un cycle périodique d'ouverture et de fermeture lorsque le taux de remplissage est faible (23 %) à des cycles intermittents d'ouverture et de fermeture avec dépressurisations et repressurisations (55 %), jusqu'à un régime d'évacuation permanent avec décroissance du taux d'augmentation de la pression (75 %) ou accroissement du taux d'augmentation de la pression (90 %).

La température du fluide augmente avec le temps, mettant en évidence les stratifications qui seront examinées plus loin et les effets du cycle de

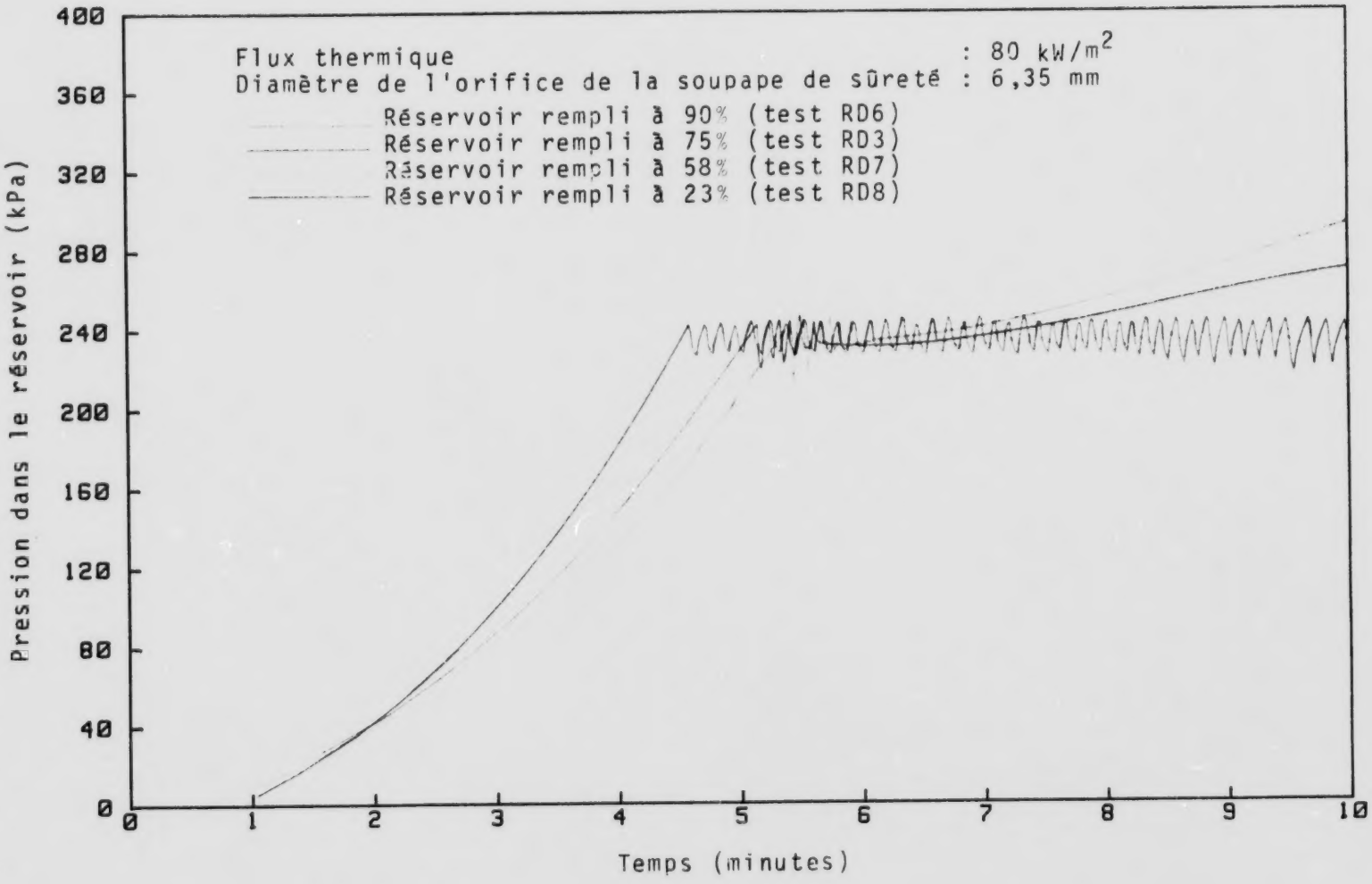


Figure 7 Pression dans le réservoir

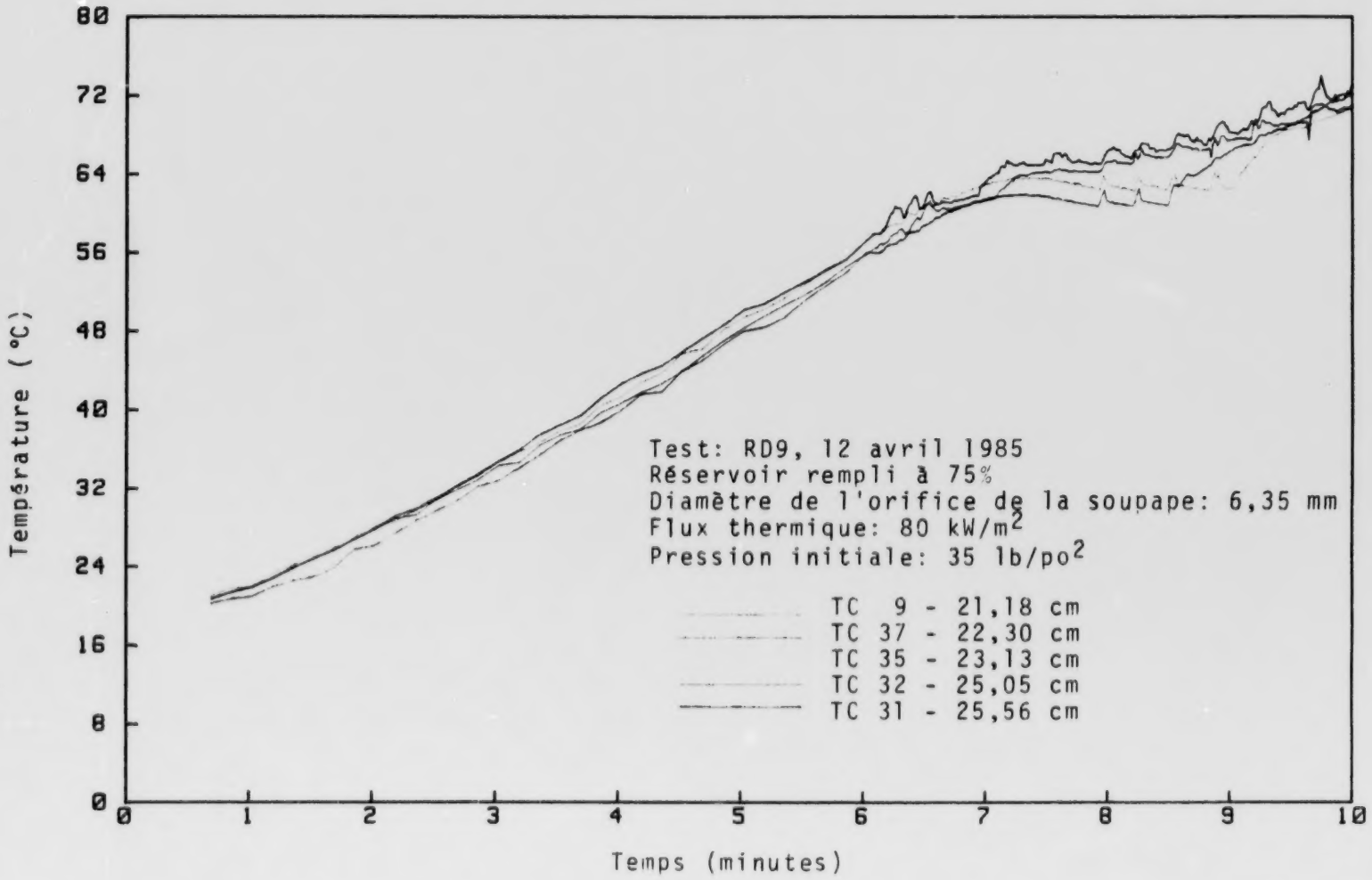


Figure 8 Température du fluide - réservoir incliné à 65°

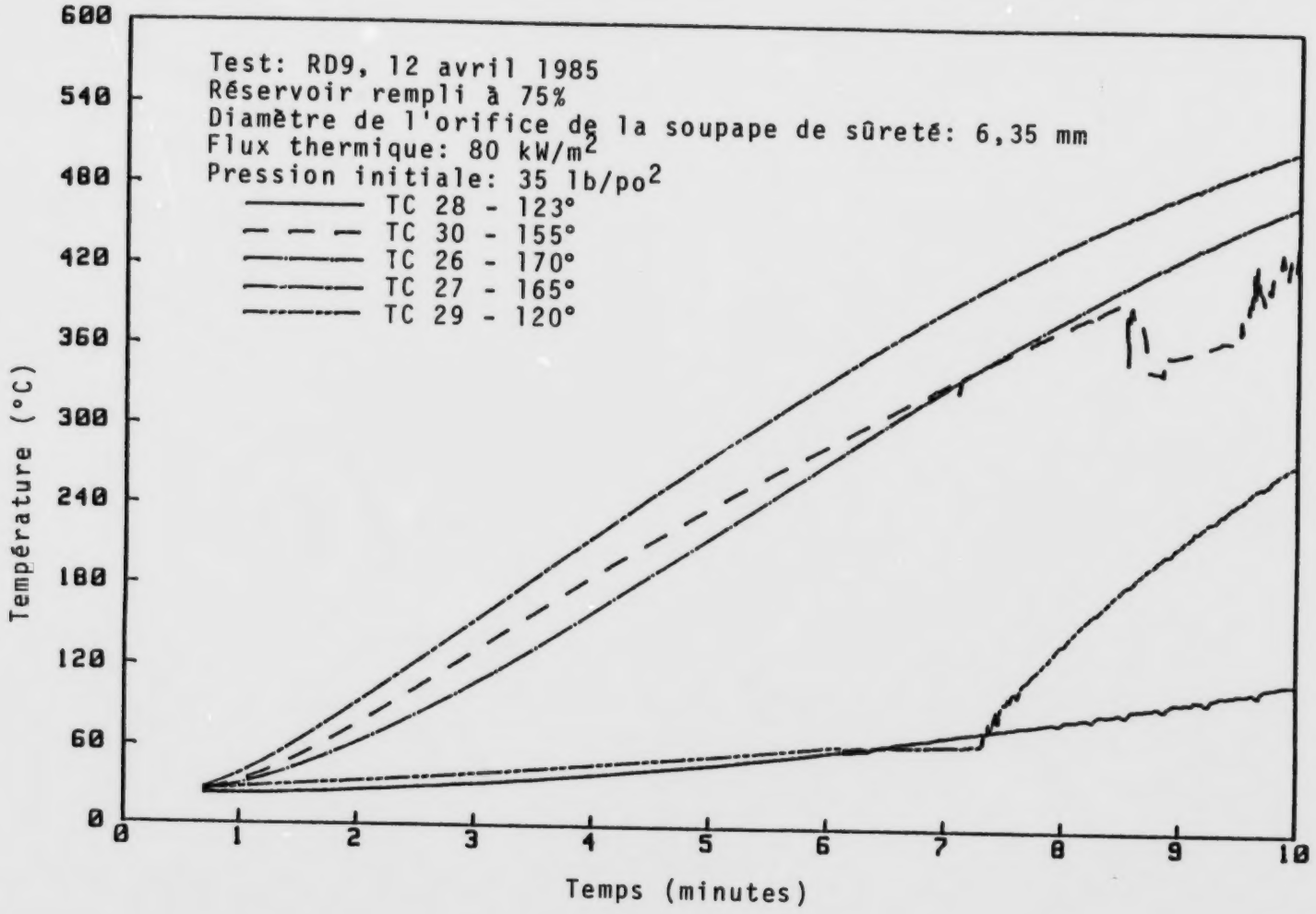


Figure 9 Température de la paroi - réservoir incliné à 65°

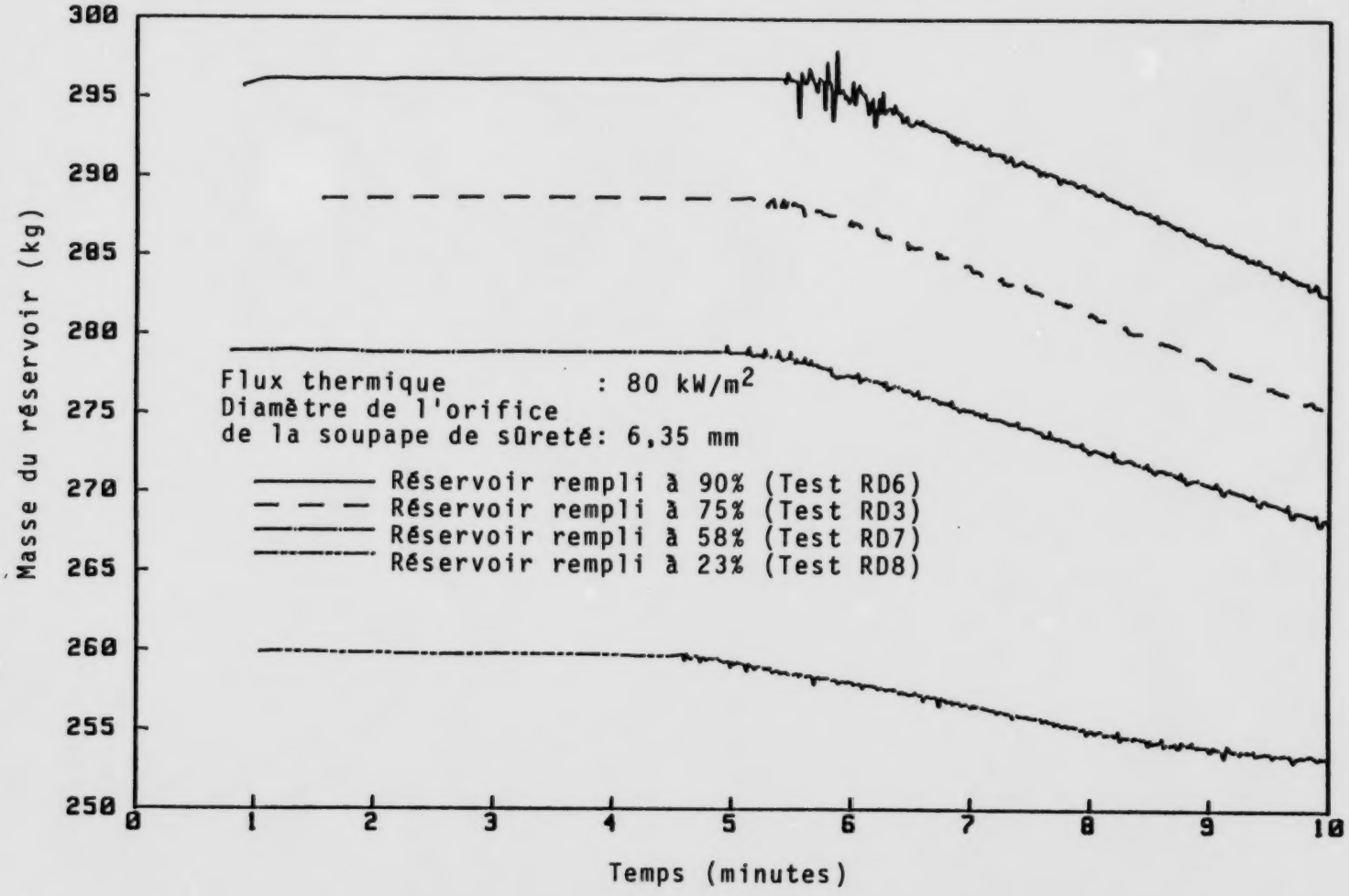


Figure 10 Masse du réservoir

fonctionnement de la soupape, particulièrement sur la température du fluide au voisinage de l'orifice de la soupape de sûreté. La température de la surface du liquide détermine la pression dans le réservoir et, par conséquent, le comportement de la soupape. L'examen de la repressurisation durant le cycle de la soupape ainsi que l'analyse détaillée des enregistrements vidéo ont notamment permis de découvrir la séquence d'événements suivante durant le cycle de fonctionnement de la soupape:

- l'évacuation initiale de fluide est constituée de vapeur surchauffée;

- à mesure que la pression baisse, le fluide stratifié, qui est alors surchauffé, se transforme en vapeur après un certain moment. Le taux de production de vapeur peut être inférieur ou supérieur au débit nominal de la soupape;

- selon l'épaisseur de la couche surchauffée, laquelle varie avec le flux thermique extérieur et le temps, la pression peut augmenter ou diminuer selon le débit nominal de la soupape et l'ampleur du transfert de gouttelettes du liquide dans la vapeur ou de l'ampleur du transfert de bulles de la vapeur dans le liquide, ce qui provoque le gonflement du liquide et, par conséquent, une ingestation des deux phases fluides par la soupape;

- si l'ingestation à deux phases est assez importante, la soupape ne peut réduire suffisamment la pression et cette dernière augmente;

- si la quantité de chaleur fournie au liquide est suffisamment grande, le taux de production de vapeur est supérieur au débit nominal de la soupape et la pression augmente;

- à flux thermique constant, à mesure que le niveau du fluide baisse, le taux de production de vapeur finit par diminuer et la valve se ferme et s'ouvre de façon cyclique jusqu'à ce que tout le liquide soit vaporisé.

Le coefficient de transfert de la chaleur étant très faible, la température de la paroi du réservoir augmente considérablement (figure 9) et finit par dépasser 600 °C durant cette séquence d'événements. Dans ce cas, une explosion du réservoir est imminente si la température de la paroi n'est pas abaissée rapidement ou si le contenu du réservoir n'est pas promptement évacué.

Les courbes de la masse de réservoir en fonction du temps (figure 10) indiquent quels sont les effets des décharges initiales des deux phases fluides pour des taux de remplissage initial du réservoir de 90, 75, et 55 %. Bien qu'on ait pu constater visuellement la présence de gouttelettes liquides dans les décharges pour le taux de remplissage de 23 %, l'effet produit est pratiquement imperceptible sur la courbe masse-temps.

TÂCHE 2. Transfert de chaleur et stratifications thermiques du liquide et de la vapeur, avec ou sans dispositif EXPLOSAFE

2.1 Stratification du liquide

L'analyse et la vérification des phénomènes de convection libre le long de la paroi, du chauffage du coeur et de la stratification du liquide ont été complétées [1] et publiées [4,5]. On a examiné la convection naturelle transitoire d'un fluide dans un cylindre horizontal partiellement rempli et chauffé uniformément. Deux méthodes ont été utilisées pour résoudre les équations du mouvement. Dans la première, les équations du mouvement ont été transposées sous leur forme intégrale et une solution explicite a pu être obtenue pour la stratification thermique dans le réservoir. Cette solution repose sur un nouveau critère de stabilité pour le commencement de la couche limite sur la surface intérieure d'une paroi convexe. Les résultats des calculs se comparent favorablement à ceux des mesures expérimentales, avec ou sans dispositif EXPLOSAFE. Dans la seconde méthode, les équations différentielles du mouvement ont été intégrées numériquement par différences finies après une transformation de coordonnées. Les résultats des calculs sont satisfaisants lorsqu'on les compare aux mesures expérimentales sur les réservoirs pleins et s'accordent assez bien avec les configurations d'écoulement observées dans les réservoirs partiellement remplis. Cette étude avait pour objet de prévoir la variation avec le temps de la température du chargement et de la température de la surface du fluide afin de déterminer le taux d'augmentation de la pression de vapeur, particulièrement lorsque le réservoir est muni d'un dispositif de protection externe (isolant ou vaporisation d'eau) ou interne (EXPLOSAFE).

Sous sa forme la plus simple, le système est constitué de réservoirs partiellement remplis (figure 11) et constitue un système typique pour les phénomènes de convection naturelle dans un espace fermé.

Dans les problèmes extérieurs, la théorie de la couche limite de Prandtl est directement applicable et les équations du mouvement se réduisent aux équations de la couche limite; dans ces problèmes, on suppose que l'écoulement dans la couche limite n'a aucun effet sur le milieu extérieur.

Par contre, dans les problèmes de convection interne, la couche limite interagit avec le fluide environnant: les deux régions sont couplées. Ce couplage constitue la principale difficulté à surmonter pour obtenir des solutions analytiques à ces problèmes.

Le remplissage partiel du réservoir est aussi une source de difficultés : les surfaces entourant le liquide ne sont pas alignées avec le système de coordonnées comme le sont celles d'un réservoir rectangulaire ou d'un cylindre horizontal complètement remplis pour lesquels on peut facilement utiliser des coordonnées cartésiennes ou polaires.

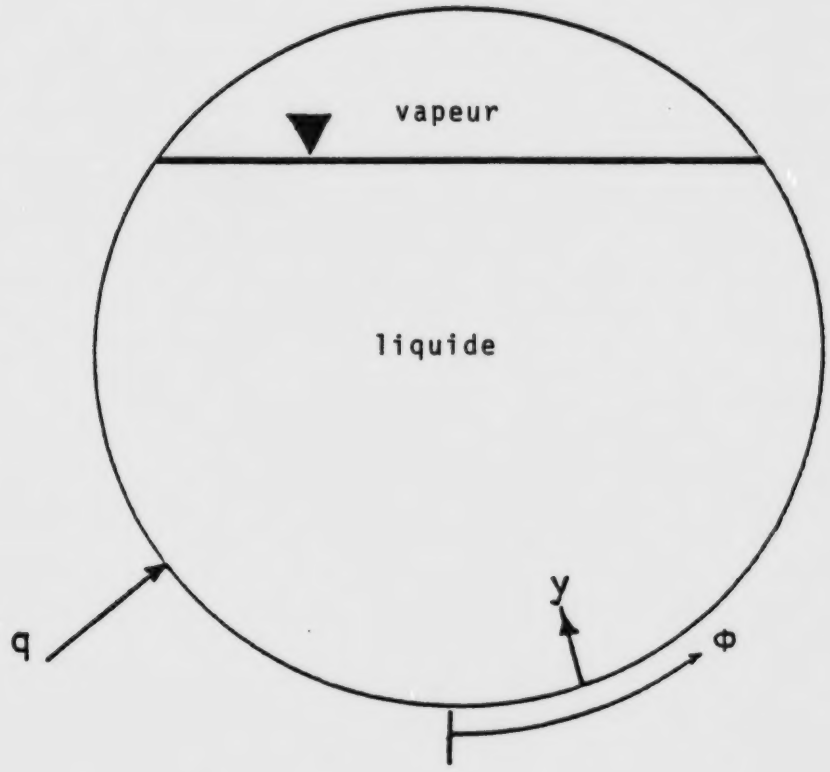


Figure 11 Cylindre horizontal partiellement rempli et chauffé latéralement

Les observations décrites ci-dessous ont été relevées dans les expériences effectuées avec un réservoir en acier inoxydable de 380 mm de diamètre chauffé uniformément (à l'exclusion d'un petit secteur d'environ 30° dans la partie supérieure); les extrémités étaient en plexiglas, ce qui permettait d'observer les phénomènes et d'en faire des enregistrements vidéo. La méthode expérimentale ainsi que le matériel et le logiciel utilisés sont décrits en détail dans [2].

2.1.1 Phénomènes physiques

Lorsque la paroi d'un réservoir horizontal est soudainement exposée à une chaleur uniforme, celle-ci est surtout transmise au fluide par conduction. Après un bref moment, les forces de poussée ascensionnelle l'emportent sur les forces gravitationnelles et le fluide adjacent à la paroi se met à monter jusqu'à la surface libre (figure 12). Une fois rendu à la surface, le fluide chauffé s'écoule vers le centre et se met graduellement à former une couche chaude distincte où l'on observe un gradient de température positif qui atteint son maximum à l'interface. L'écoulement à l'intérieur du cylindre est un écoulement de recirculation, mais les vitesses au coeur du liquide sont beaucoup plus faibles que celles dans la couche limite. Cette forme de stratification est stable et le profil de température dans le plan vertical ne change pas beaucoup avec le temps, bien que le mouvement de circulation s'accélère jusqu'à un certain point. La pression de la vapeur est la pression de saturation correspondant à la température de l'interface avec le liquide. La température à l'interface détermine donc la pression de la vapeur. En conséquence, il est très important de connaître l'évolution de la stratification en fonction du temps.

Les expériences ont aussi révélé, dans la partie inférieure du cylindre, l'existence d'une région instable où le transfert de chaleur ressemble à celui que l'on observe avec une plaque plane ou légèrement concave chauffée par en dessous, et dans laquelle il se produit un mélange entre le liquide chauffé et le liquide central, ce qui accroît la température au sein du liquide. Il faut donc déterminer, lorsqu'on s'éloigne de cette région, où commence la couche limite stable parallèle à la paroi et modifier les calculs en conséquence.

En résumé:

a) il existe une mince couche limite où les vitesses sont beaucoup plus grandes que les vitesses de descente au sein du liquide;

b) les couches de stratification dans le liquide sont isothermiques dans le plan horizontal;

c) d'après les données expérimentales, pour des flux thermiques moyens de l'ordre de 0-30 kW/m^2, tels que ceux constatés avec des réservoirs isolés ou durant la phase initiale d'exposition à la flamme avec des réservoirs non protégés, on peut considérer que le coeur du fluide au-dessous de la stratification est dans un état quasi isothermique, c'est-à-dire que la distribution spatiale des

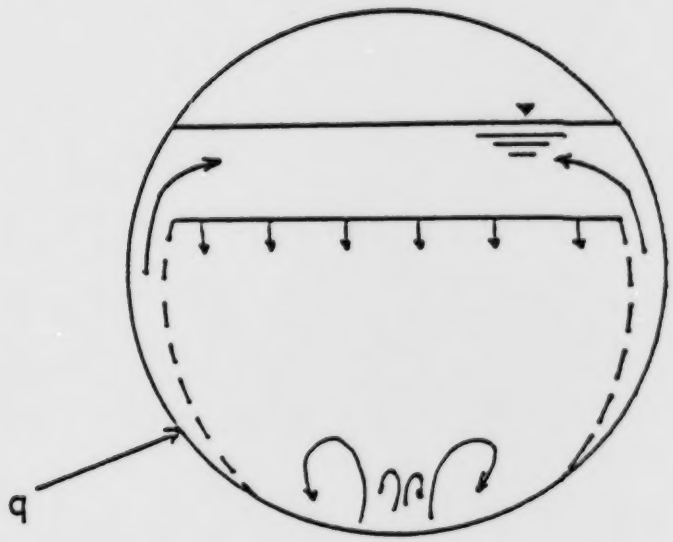


Figure 12 Zones stratifiées et instables dans le liquide

températures au sein du fluide est uniforme, mais que la température augmente avec le temps. Cet état d'isothermie au sein du fluide est confirmé par les segments de courbe (correspondant à des instants différents) quasi verticaux dans la région au-dessous du trait discontinu (figure 13).

D'après (a), le coeur interne et la couche limite sont découplés, de sorte que cette dernière peut être considérée comme une couche limite extérieure, alors que (b) nous permet de considérer la température constante lorsqu'on se déplace à la verticale dans la couche stratifiée. D'après (c), il semblerait que l'on puisse négliger l'effet de stratification extérieure dans la première phase de chauffage qui est assimilable à l'injection d'un liquide tiède dans la masse liquide par la couche limite. Ce dernier problème a été analysé séparément pour divers degrés de stratification après une analyse intégrale. Les détails de l'analyse et les méthodes de solution sont exposés dans [1].

2.1.2 Modification des caractéristiques d'écoulement en présence d'une couche poreuse

Afin de tenir compte de la présence du dispositif EXPLOSAFE sur les parois intérieures du réservoir, les caractéristiques du système ont été modifiées comme suit:

a) la conductivité thermique a été calculée en assimilant le système à un treillis d'aluminium immergé dans du fréon 11 à l'état stagnant. On trouvera dans un appendice de [1] une méthode générale pour résoudre ce problème, ainsi que la conductivité effective (solide et liquide stagnant) pour divers vides fractionnaires et plusieurs rapports de conductivité solide/liquide;

b) la capacité thermique et le coefficient d'expansion thermique sont inchangés;

c) la densité de la combinaison treillis-liquide est la moyenne pondérée;

d) en supposant la similarité des phénomènes de diffusion de la chaleur et de l'impulsion, la viscosité cinématique effective est 1,8 fois celle du fréon 11.

Ce modèle est très simple, mais quand même raisonnable, car avec le dispositif EXPLOSAFE, le vide fractionnaire dans le liquide saturé est très faible (~ 0,03). Le dispositif EXPLOSAFE a surtout pour fonction de transférer la chaleur de la paroi au sein du liquide, accélérant ainsi le processus de stratification, car une plus grande quantité de liquide est entraînée dans la couche liquide (par suite de l'augmentation de la conductivité).

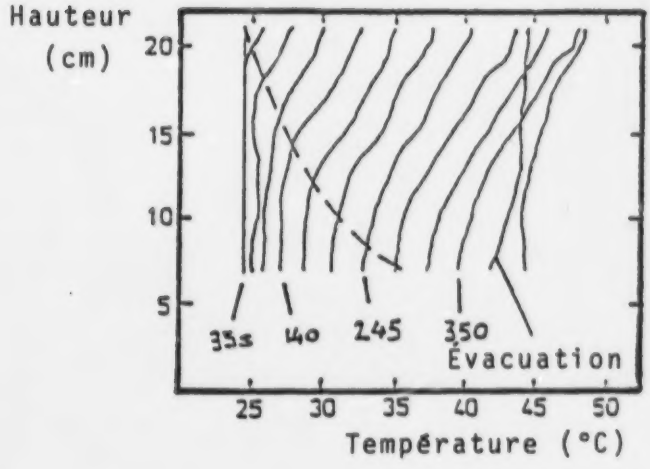


Figure 13 Profils de température verticaux à des instants différents pour q = 20 kW/m^2 à un taux de remplissage de 92% sans dispositif EXPLOSAFE

2.1.3 Effets de la stratification extérieure sur la couche limite

L'effet de la stratification extérieure se manifeste par l'injection de liquide tiède dans le milieu environnant, ce qui a pour conséquence l'amincissement de la couche limite. On voit sur la figure 14 que cet amincissement devient très prononcé à mesure qu'augmente le gradient de température à l'extérieur de la couche.

Le gradient de température extérieur a un effet ralentisseur sur la couche limite, qui est semblable à celui d'un gradient de pression opposé dans un écoulement forcé. Naturellement, la force motrice en convection libre est la différence de température entre le coeur du liquide et le point considéré. Lorsque cette différence diminue dans le sens de l'écoulement, ce dernier ralentit.

Dans l'analyse présentée dans [1], on traite le problème du coeur à température uniforme, mais, une fois le liquide complètement stratifié, ce modèle n'est pas suffisamment adéquat et des équations de perturbation doivent être ajoutées aux équations de conservation de l'énergie et de la masse.

2.1.4 Résultats et discussion de la solution intégrale

Les figures 15 et 16 sont les graphiques des données expérimentales obtenues avec du R11 à deux taux de remplissage, avec et sans dispositif de protection interne EXPLOSAFE, ainsi que les résultats des calculs. Le modèle choisi est en très bon accord avec l'expérience malgré la simplicité des hypothèses de départ. Dans les deux cas, le profil de température polynômial du troisième degré semble représenter adéquatement le profil de stratification thermique. Lorsque le taux de remplissage (en volume) est inférieur à 30 %, on peut effectuer une analyse globale, car cet angle correspond approximativement à la condition de stabilité nécessaire pour le commencement de la couche limite sur la paroi.

Dans la présente analyse, il est supposé que l'interface liquide-vapeur est adiabatique en raison des profils de température observés expérimentalement et de la très faible condensation ou de l'évaporation observée par suite de la compression de la vapeur causée par le chauffage et l'expansion thermique du liquide.

La chaleur perdue par la couche limite en raison de la stratification extérieure et celle perdue en raison du mélange provoqué par la turbulence procèdent de phénomènes différents. La première résulte de la réduction de la force de poussée, alors que la seconde est causée par le cisaillement inverse entre le coeur et la couche limite.

Dans le cylindre horizontal partiellement rempli, il n'y a pas de grandes vitesses vers le bas par suite du mélange du fluide du coeur avec le fluide émanant de la région instable qui se trouve au fond du cylindre. Dans cette région, le liquide chauffé monte verticalement pour se mélanger avec le fluide descendant de la couche stratifiée, ce qui réduit l'effet du cisaillement inverse et accroît le mélange pour donner dans le

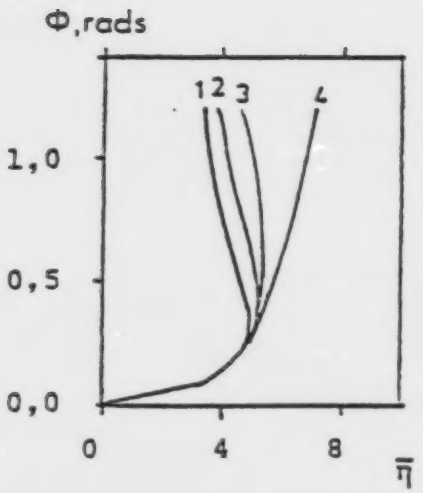


Figure 14 Couche limite pour divers degrés de stratification extérieure

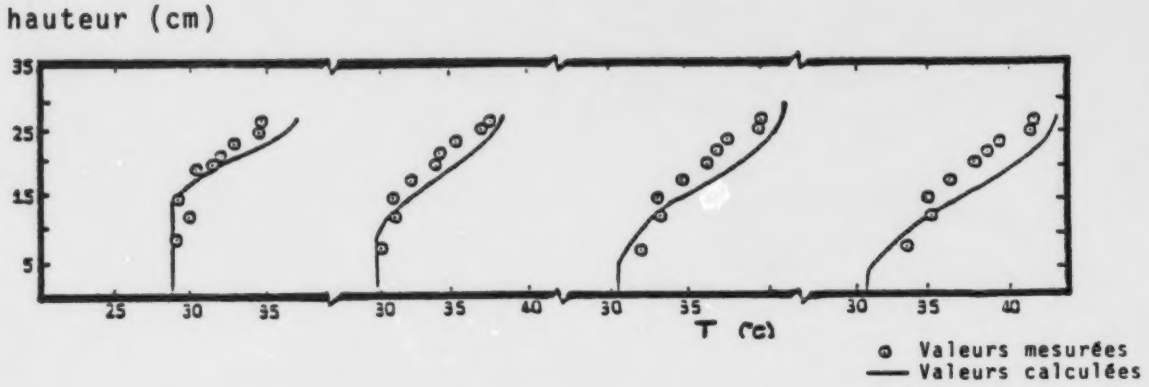


Figure 15 Réservoir rempli à 80% avec dispositif EXPLOSAFE de 1". Gradient de température vertical à divers instants ($q = 40\ kW/m^2$)

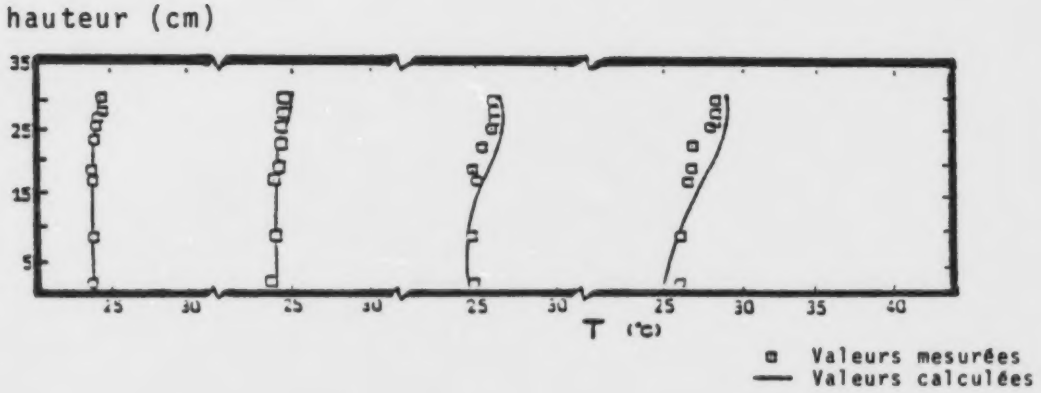


Figure 16 Réservoir rempli à 85% sans dispositif EXPLOSAFE. Gradient de température vertical à divers instants ($q = 20\ kW/m^2$)

coeur une température quasi uniforme qui augmente avec le temps. Ce dernier effet est expliqué par la présente analyse de l'instabilité, laquelle est la principale source d'énergie du coeur du liquide.

2.2 Solution par différences finies

Il est nécessaire d'avoir recours à une méthode numérique pour obtenir des résultats qualitatifs et plus détaillés sur le plan quantitatif. La méthode intégrale présentée précédemment ne peut répondre à ces besoins, bien qu'elle puisse donner des prédictions utiles.

2.2.1 Difficultés reliées à la géométrie et méthode de solution possible

Bien qu'il soit possible de résoudre les équations déterminantes en utilisant la méthode des différences finies, il existe des difficultés reliées à la géométrie du système. Par suite du remplissage partiel du réservoir, le système de coordonnées utilisé ne coïncide pas avec les frontières du système, ce qui ne permet pas de déterminer facilement les frontières des volumes de contrôle de l'interface. Les coordonnées polaires et tous les autres systèmes de coordonnées courants ne peuvent donner des points de croisement réguliers dans cette région. Il faut donc utiliser un système de coordonnées adapté aux frontières du système et, par conséquent, effectuer une transformation spéciale.

Cette transformation consiste à allonger la coordonnée X en la normalisant à la longueur de la corde associée au point de coordonnée Y sur la frontière. En posant:

$$\zeta = \frac{X}{\sqrt{(1-y)}} \quad \text{and} \quad \eta = Y$$

on obtient un système de cordonnées orthogonales dans le plan E-n.
Le résultat de cette transformation est illustré sur la figure 17 où la frontière circulaire du réservoir est transformée en un carré et la région remplie du réservoir, en un rectangle. La longueur de la corde en fonction de la hauteur Y est:

$$L(Y) = \sqrt{(1-Y^2)} \times 2$$

Dans [1], cette méthode a été étendue à des réservoirs ayant d'autres géométries.

2.2.2 Méthode numérique

Les équations aux dérivées partielles et leurs conditions aux limites ont été transformées pour donner l'équation de la vorticité et l'équation de la fonction de courant, lesquelles ont été à leur tour soumises à la transformation géométrique. On trouvera à l'appendice C de [1] les résultats détaillés de cette dernière transformation.

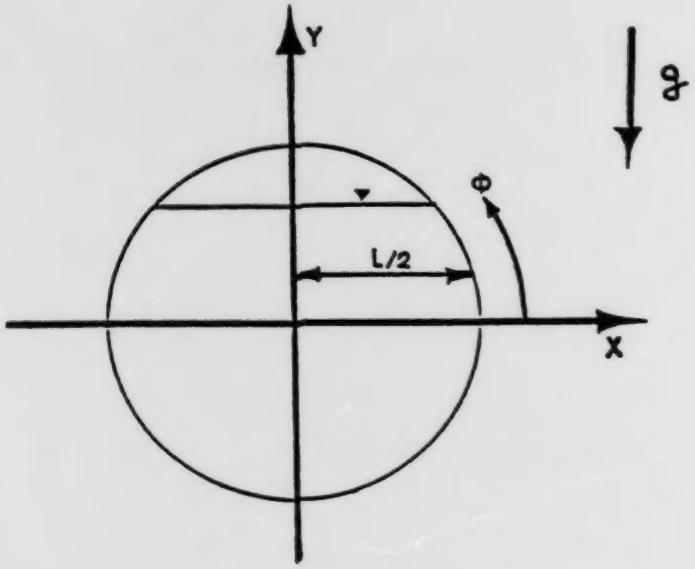


Figure 17a Plan physique

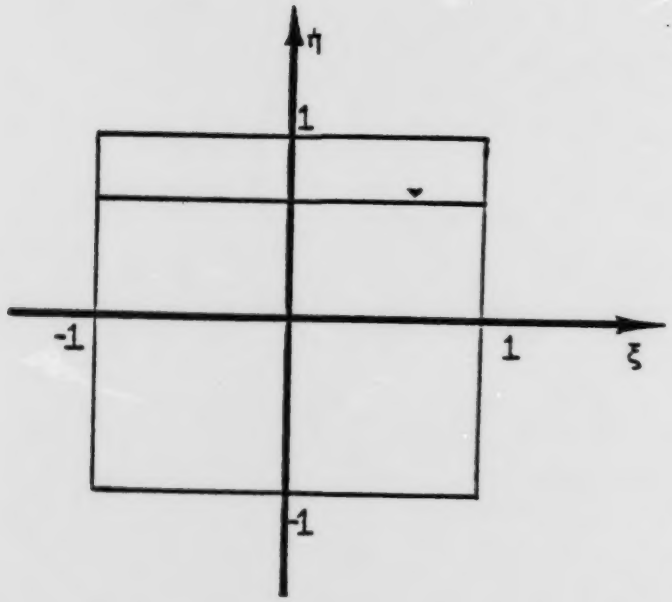


Figure 17b Plan mathématique

Les équations transformées ont ensuite été discrétisées au moyen de différences centrales avec représentation implicite dans le temps. La méthode est inconditionnellement stable pour tous les incréments temporels. Tout au cours des calculs, l'équation de la vorticité utilise un coefficient de relaxation de 1, bien que l'équation de la fonction de courant nécessite une sous-relaxation très prononcée.

Malgré cela, les avantages procurés par la transformation sont évidents:

1) Il est possible de choisir un réseau rectangulaire dans le domaine sans rencontrer de difficulté à l'interface.

2) On peut avoir recours aux différences centrales avec les degrés de précision habituels. En d'autres termes, le système de cordonnées étant orthogonal, les développements en série de Taylor sont valides dans leur forme originale, mais en ξ et η.

3) On peut choisir $\Delta\xi = \Delta\eta$, de sorte que l'erreur par troncature introduite par le développement en série de Taylor est minimisée.

2.2.3 Méthode de solution

Les équations discrétisées de l'appendice D de [1] ont été résolues ligne par ligne (une combinaison des méthodes Gauss-Seidel et "TDMA") ainsi que point par point par la méthode Gauss-Seidel. Dans le premier cas, la direction de traversée était de bas en haut avec des lignes horizontales (la "TDM" était dans la direction horizontale).

Dans la méthode Gauss-Seidel point par point, le balayage a été effectué de gauche à droite et de bas en haut. Le temps de calcul a été sensiblement le même dans les deux méthodes.

2.2.4 Essai de la méthode

Des données expérimentales pour un cylindre plein ont été publiées avec des nombres de Prandtl de 19 950 (huile de silicone) et 0,7 (air). Les données ont été obtenues en maintenant la paroi du cylindre à température constante avec une distribution en dents de scie. Les profils calculés pour la vitesse en régime permanent et la température sont comparés aux valeurs expérimentales sur les figures 18 et 19. La concordance est bonne compte tenu des hypothèses faites dans les équations du modèle. Le plan mathématique a été défini par $-1 < \xi < 1$ et $-0,99 < \eta < 0,99$ pour exclure les singularités.

Les profils de température et de vitesse avec $Pr = 0,7$ et $Gr = 4,5 \times 10^4$ sont comparés aux données expérimentales sur les figures 20 et 21. Dans ce cas, les deux moitiés de cylindre ont été maintenues à deux températures différentes. La concordance est moins bonne pour le profil de vitesse en régime permanent que pour le profil de température.

Dans le cas d'un réservoir partiellement rempli, la glycérine a été choisie pour les tests sur machine afin d'économiser le temps-machine.

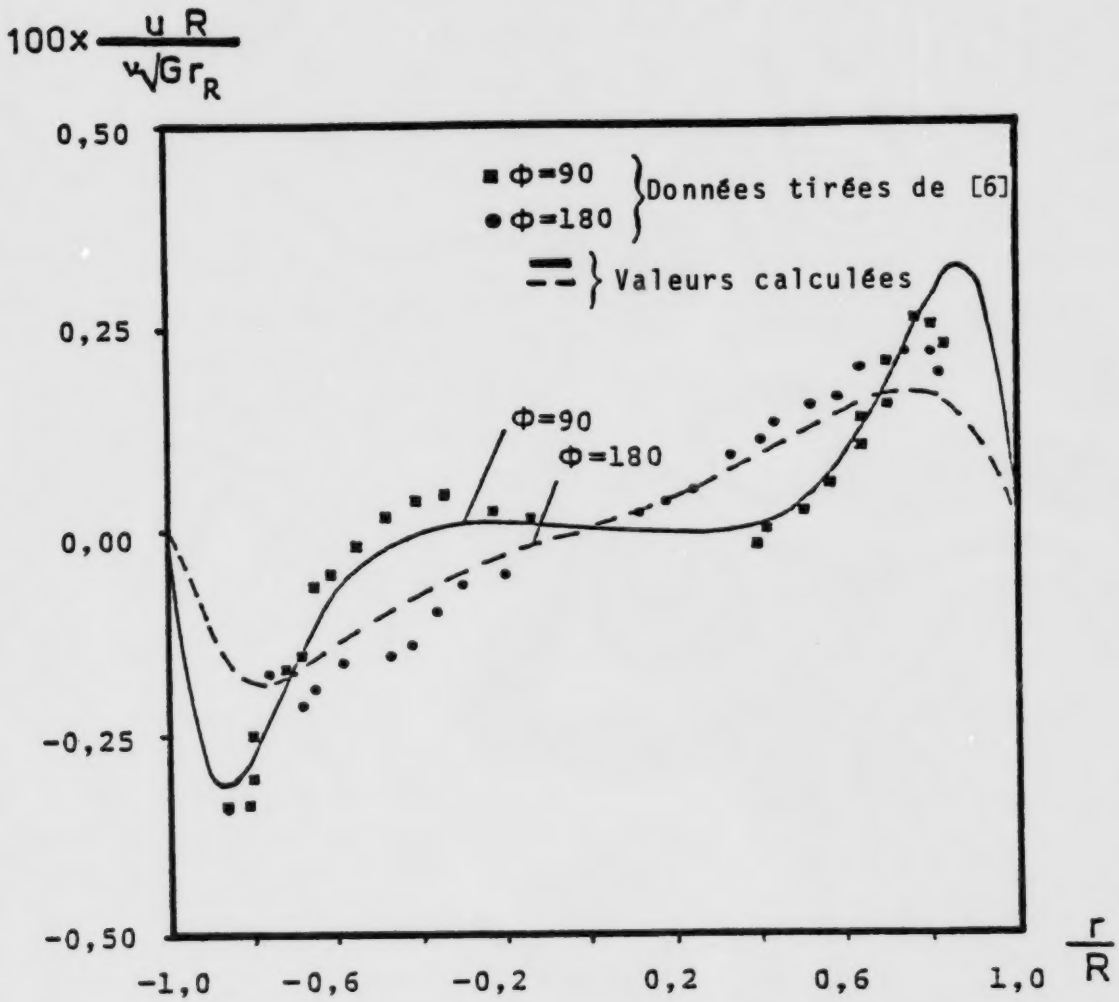


Figure 18 Profils de vitesse pour Pr = 19 950 et Gr = 1,1

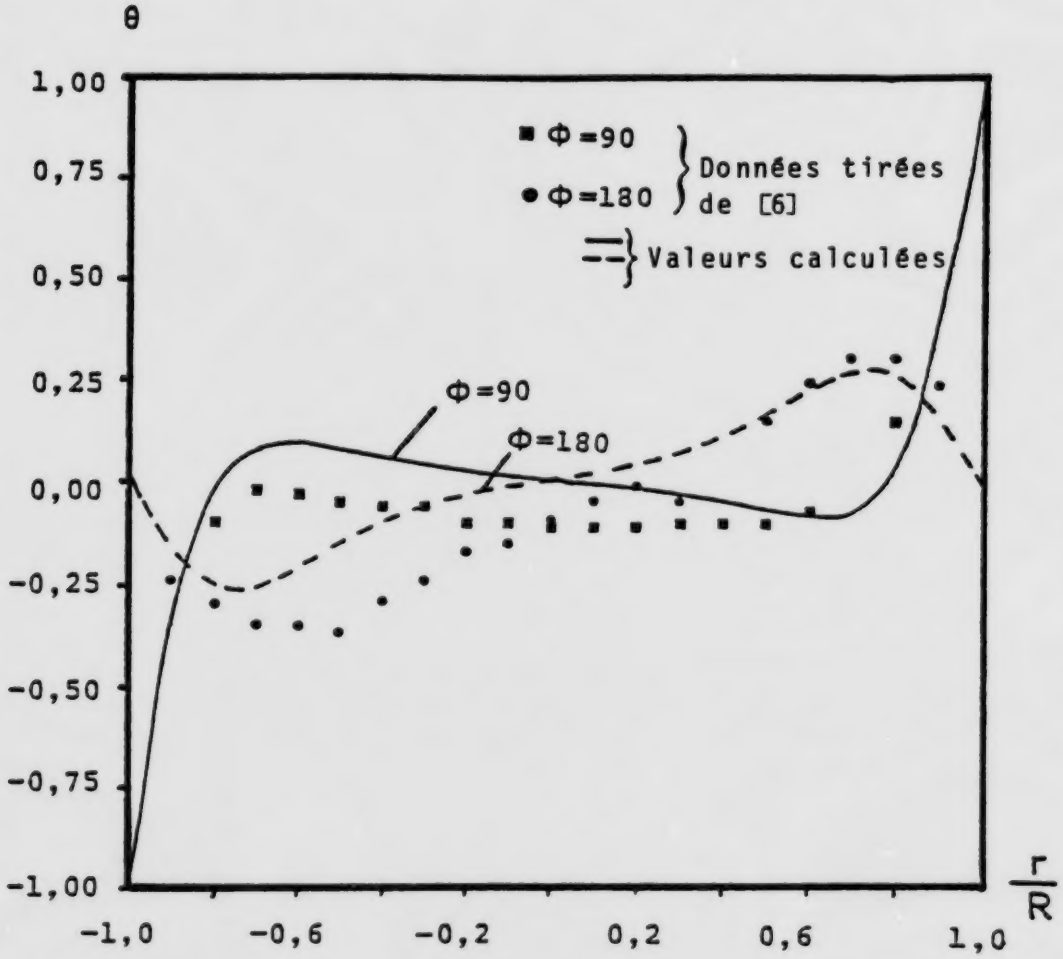


Figure 19 Profils de température pour Pr = 19 950 et Gr = 1,1

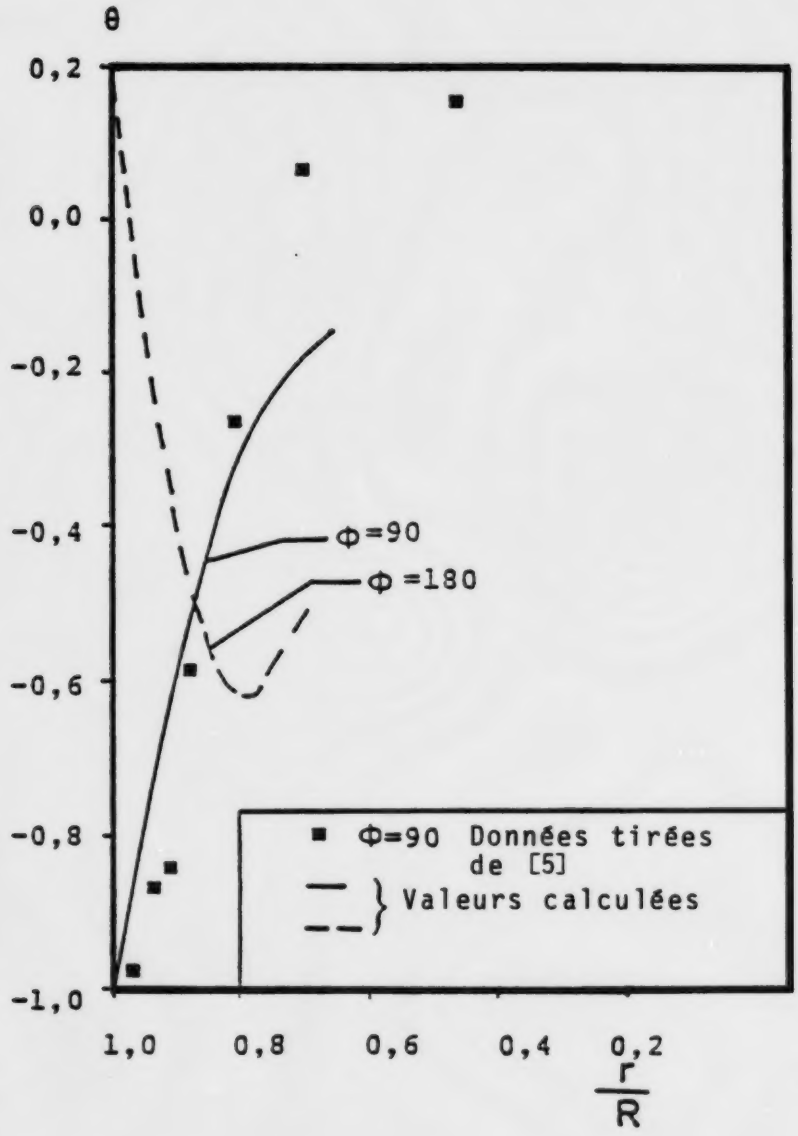


Figure 20 Profils de température pour Pr = 0,7 et Gr = 4,5 x 10^4

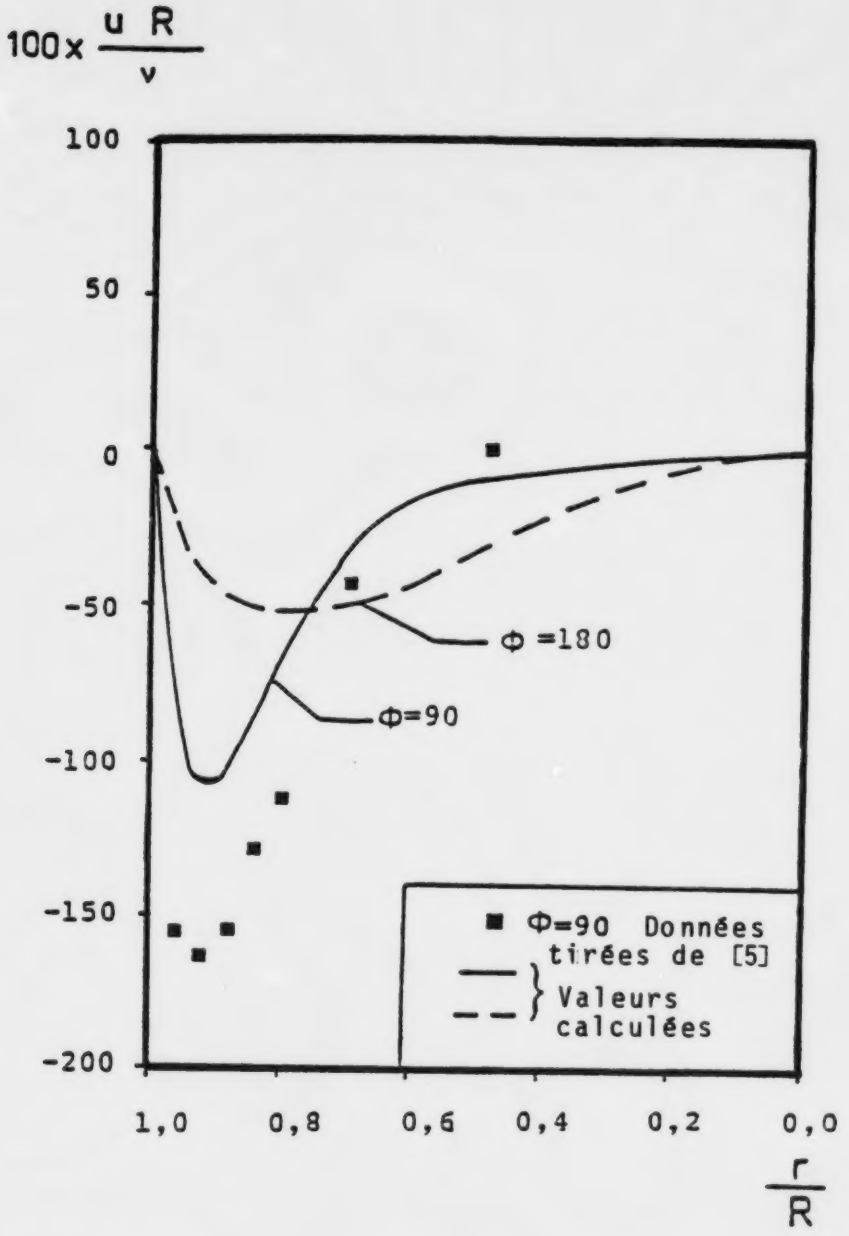


Figure 21 Profils de vitesse pour Pr = 0,7 et Gr = 4,5 x 10^4

Le domaine de la solution est alors défini par $-1 < \xi < 1$, et $-0,99 < \eta < 0,4$, où $\eta = 0,4$ correspond à un taux de remplissage de 75%.

Les conditions d'écoulement sont telles que $Gr^*_R = 114$ et $Pr = 6380$. Les caractéristiques et le flux thermique étant supposés constants, ces valeurs restent inchangées durant les calculs.

L'écoulement simulé commence avec deux petits tourbillons sur la paroi du réservoir, au voisinage de $\phi = 90°$. Les deux tourbillons se joignent au centre et l'on observe une distorsion le long de leur ligne de contact (figure 22).

La forme des tourbillons les plus profonds avant et après le contact peut être expliquée comme suit: les tourbillons qui se développent dans l'une des moitiés du cylindre continueraient à croître indéfiniment et les vitesses d'écoulement continueraient à augmenter s'il n'y avait pas de tourbillon dans l'autre moitié du cylindre. Lorsque les deux tourbillons se rencontrent au centre, ils ne peuvent continuer à croître car ils tournent en sens opposés; l'écoulement doit alors s'ajuster à cette nouvelle situation. Plus explicitement, l'expansion vers l'intérieur des lignes de courant centrales est due à l'augmentation de l'aire effective d'écoulement vers le bas, de sorte que le tourbillon, dont la croissance est soumise à une contrainte, compense cet effet en s'étalant vers l'intérieur. Notons que le flux thermique est constant et que l'écoulement doit par conséquent s'accélérer. On en conclut facilement que l'écoulement ne peut se faire autrement que de la façon décrite ci-dessus.

Les courbes isothermes de la figure 23 ont été obtenues au même instant que les lignes de courant de la figure 22 et font voir la stratification thermique au voisinage de la surface du liquide, ainsi que le comportement isothermique au sein du liquide dans la direction horizontale. Ce type de situation a été postulé comme hypothèse dans l'analyse intégrale discutée précédemment.

Une photographie de l'écoulement (figure 24) permet de vérifier qualitativement ces résultats. Un traceur a été injecté dans un contenant de verre à rapport de forme (rapport longueur/diamètre) de 2 contenant de la glycérine dans laquelle le traceur s'est diffusé pour former un mélange uniforme. Le contenant était rempli à environ 60% alors que le calcul d'essai a été effectué avec un réservoir rempli à 75%. La photographie confirme l'incurvation vers l'intérieur des lignes de courant.

2.3 Stratification de la vapeur

Dans la vapeur, il n'est pas possible d'effectuer une analyse de stratification semblable à l'analyse ci-dessus en raison de la petitesse des coefficients de transfert de chaleur lorsque la soupape de sûreté est fermée. Lorsque la soupape est ouverte, le gonflement en deux phases qui survient dans le chargement par suite de la dépressurisation occasionnée par l'ouverture de la soupape modifie l'état de la vapeur ainsi que les coefficients de transfert de chaleur entre la paroi et le liquide. Le

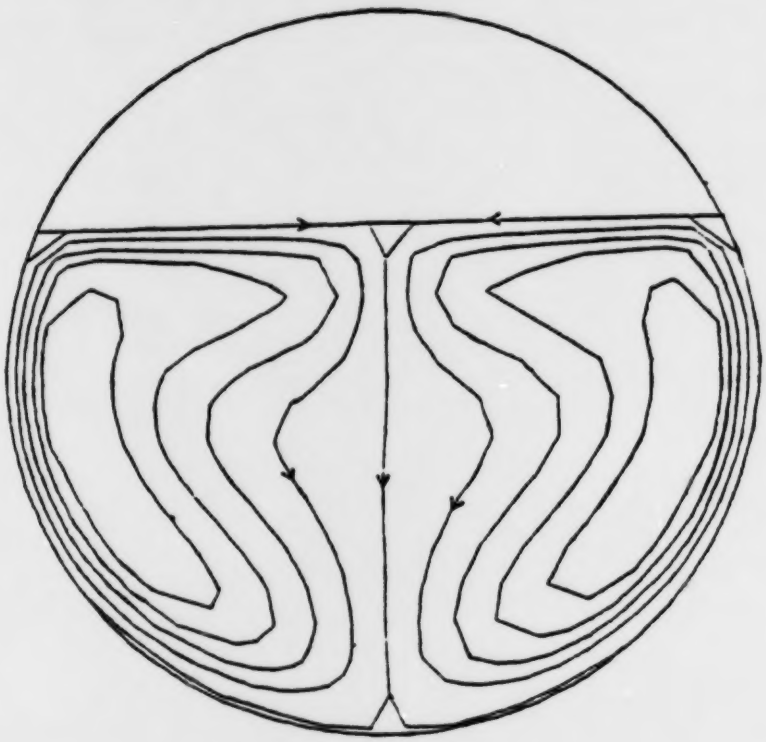


Figure 22 Lignes de courant calculées avec Pr = 6380 et Gr = 114 à t = 4,6 minutes

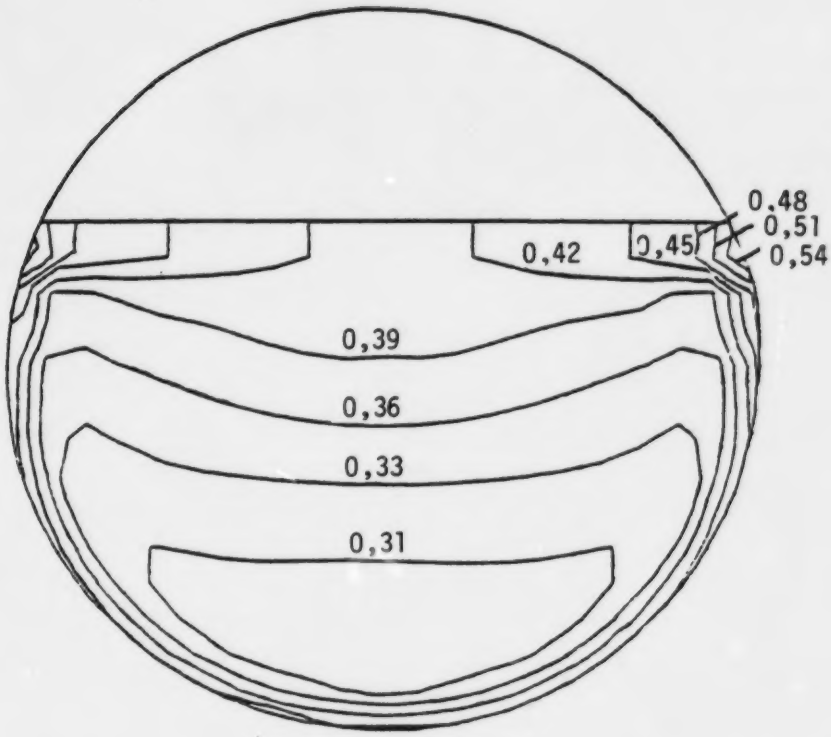


Figure 23 Courbes isothermes calculées avec Pr = 6380 et Gr = 114 à t = 4,6 minutes

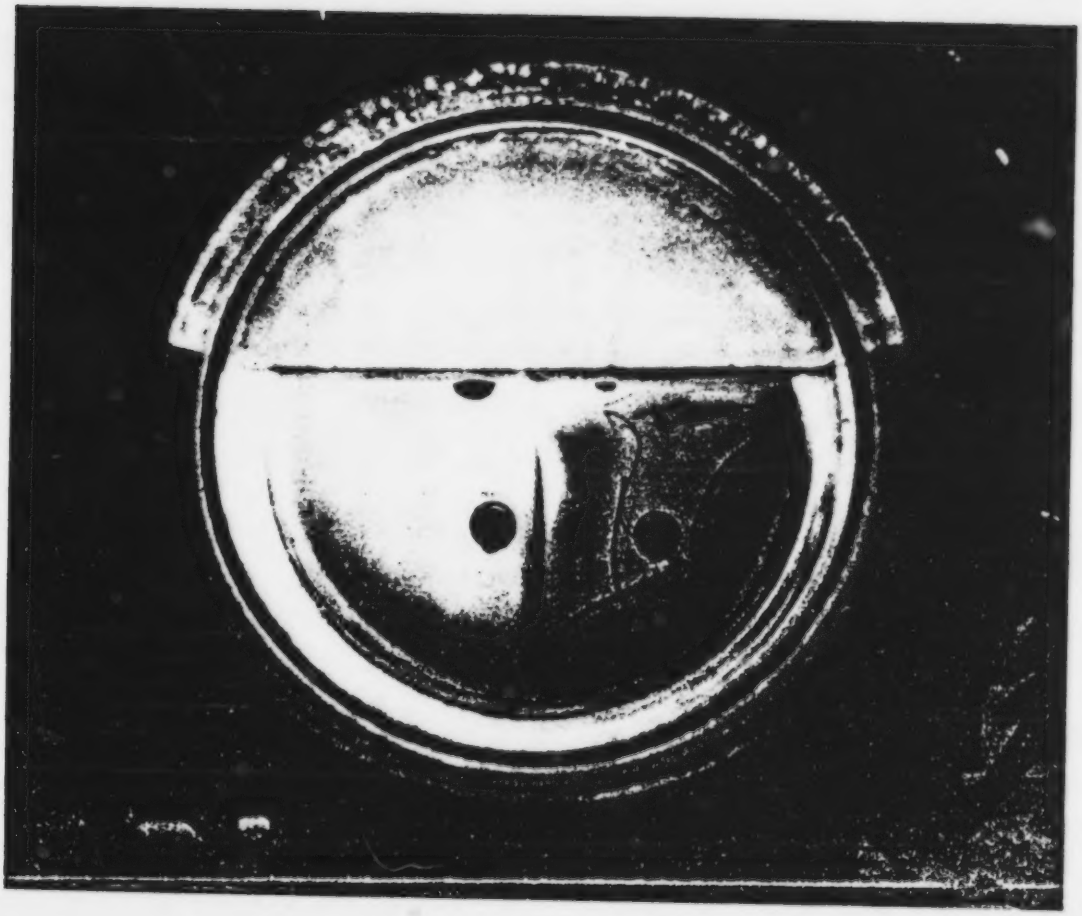


Figure 24 Photographie de l'écoulement dans un fluide pour lequel Pr = 6380 et Gr = 35

liquide transporté par la vapeur peut mouiller la paroi et entraîner un refroidissement, alors que, dans le liquide, la réduction de densité occasionnée par l'apparition d'une deuxième phase et le transfert de chaleur additionnel par la paroi résultant de la conduction circonférencielle provoquent une brusque montée du flux thermique à l'interface, ce qui peut déclencher une rapide ébullition pelliculaire à l'interface.

L'évaluation préliminaire des transferts de chaleur à la vapeur avant l'évacuation est exposée dans un autre ouvrage [3]. Les données obtenues lors des six expériences effectuées à 65 kW_e/m^2, sans dispositif EXPLOSAFE et avec une soupape de sûreté réglée à une pression de 343 kPa, ont été analysées. Le diamètre de l'ouverture de la soupape était de 6,35 mm dans trois des expériences et de 9,52 mm dans les trois autres. Les températures ont été mesurées au moyen de thermocouples montés sur la paroi et dans l'espace occupé par la vapeur, tel qu'il est décrit dans [2]. Les résultats, qui sont présentés à la figure 25, sont basés sur les conditions et/ou hypothèses suivantes:

1. L'interface liquide-vapeur est adiabatique.

2. La température moyenne de la vapeur est la moyenne pondérée indiquée sur la figure.

3. La température de la paroi est la moyenne arithmétique des quatre (4) températures mesurées sur la paroi intérieure du réservoir en acier inoxydable.

4. Les propriétés physiques de la vapeur ont été calculées à l'aide de formules courantes et des tables disponibles pour le composé R11.

5. Le volume de la vapeur a été calculé à partir de la variation avec le temps du niveau du liquide obtenue à partir de l'enregistrement vidéo.

6. L'aire de transfert de chaleur a été calculée en soustrayant de l'aire de la paroi en contact avec la vapeur l'aire non chauffée la plus élevée entourant la soupape de sûreté.

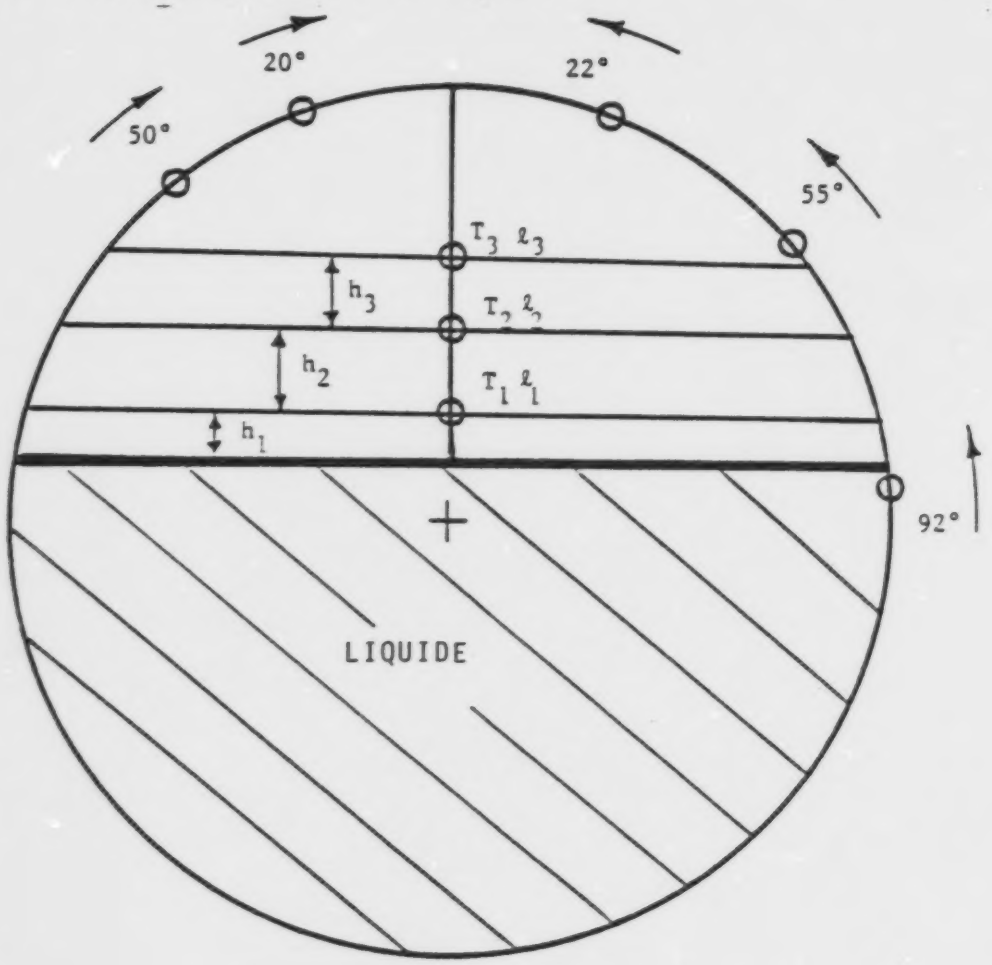
La moyenne fut calculée pour cinq points avec le taux de remplissage de 23 %. Le cinquième point est représenté par un X sur la figure 25.

Les coefficients de transfert de chaleur moyens déterminés de cette façon sont donnés dans le tableau 4 et représentés graphiquement sur les figures 26 et 27. On voit que dans tous les tests, sauf le test 18 (courbe C, figure 27), les coefficients de transfert de chaleur moyens sont assez faibles et devraient être considérés comme indépendants du temps jusqu'au point d'ouverture de la soupape de sûreté à 2,6 W/m^2K (0,46 $BTU/pi^2h°F$). Les résultats préliminaires sont présentés de façon détaillée dans [2]. Il faudra un travail considérable pour déterminer la température de la paroi en contact avec la vapeur et même celle de la paroi en contact avec le liquide au voisinage de l'interface,

. Thermocouple sur la paroi

X Thermocouple sur la paroi pour taux de remplissage de 23%

x Thermocouple dans la vapeur



$$T_{ave} = \frac{T_1(h_1 + \frac{h_2}{2})\,\ell_1 + T_2(\frac{h_2}{2} + \frac{h_3}{2})\,\ell_2 + \ldots}{(h_1 + \frac{h_2}{2})\,\ell_1 + (\frac{h_2}{2} + \frac{h_3}{2})\,\ell_2 + \ldots}$$

Figure 25 Calcul de la température moyenne de la vapeur

Tableau 4 Coefficients de transfert de chaleur moyens

Test	Coefficients de transfert de chaleur moyens		Écart type	
	$kW/m^2(°C)$	$BTU/pi^2(°F)h$	$kW/m^2(°C)$	$BTU/pi^2(°F)h$
13	0,002587	0,4558	0,000474	0,0834
14	0,003086	0,5435	0,000582	0,1025
15	0,002692	0,4740	0,001290	0,2271
16	0,002644	0,4656	0,000970	0,1708
17	0,002070	0,3650	0,000923	0,1625
18	0,004195	0,7389	0,000923	0,1625

Pour les cinq tests (à l'exclusion du test 18):

Coefficients de transfert de chaleur moyens		Écart type	
$kW/m^2(°C)$	$BTU/pi^2(°F)h$	$kW/m^2(°C)$	$BTU/pi^2(°F)h$
0,002627	0,4626	0,000957	0,1685

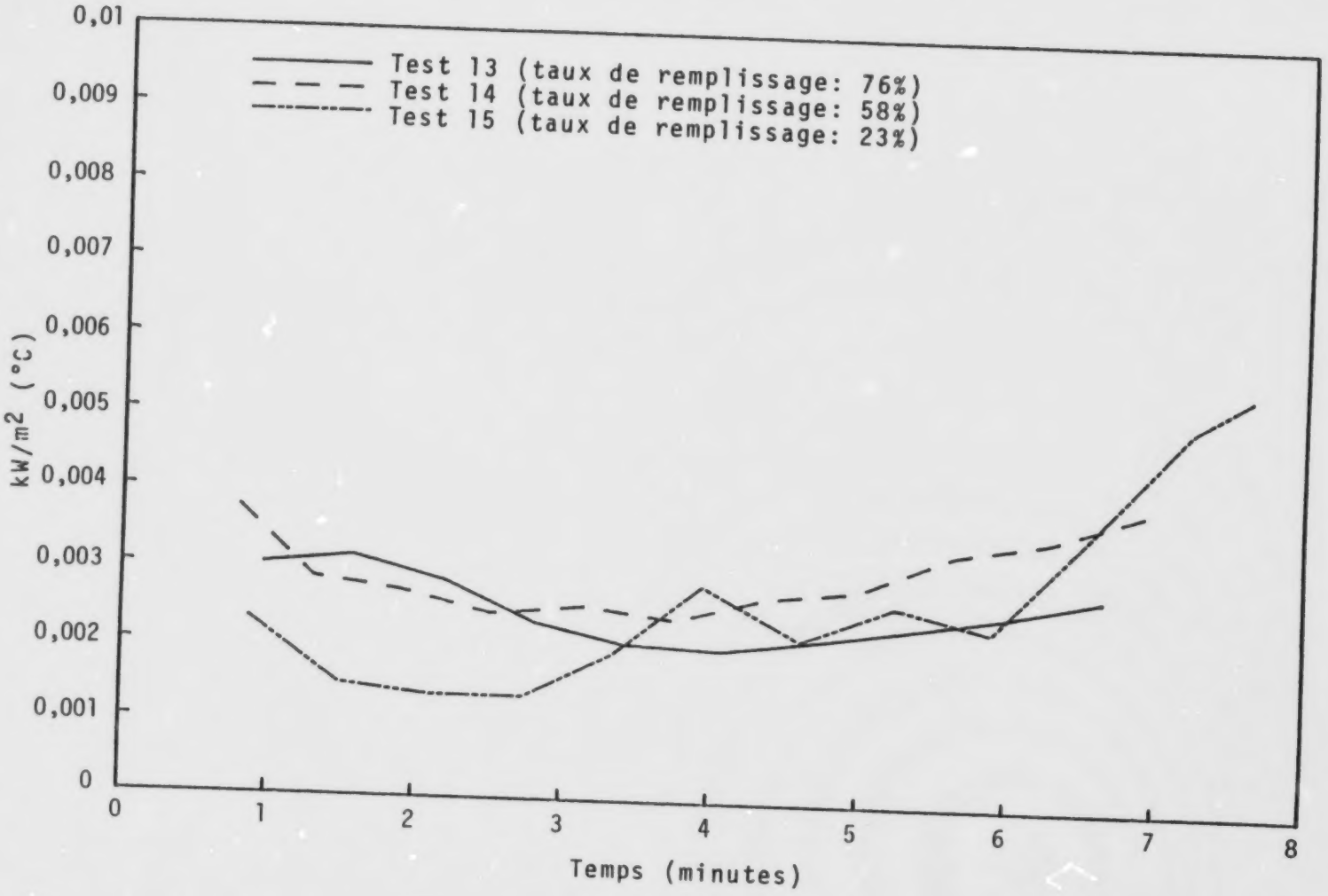


Figure 26 Coefficients de transfert de chaleur en fonction du temps

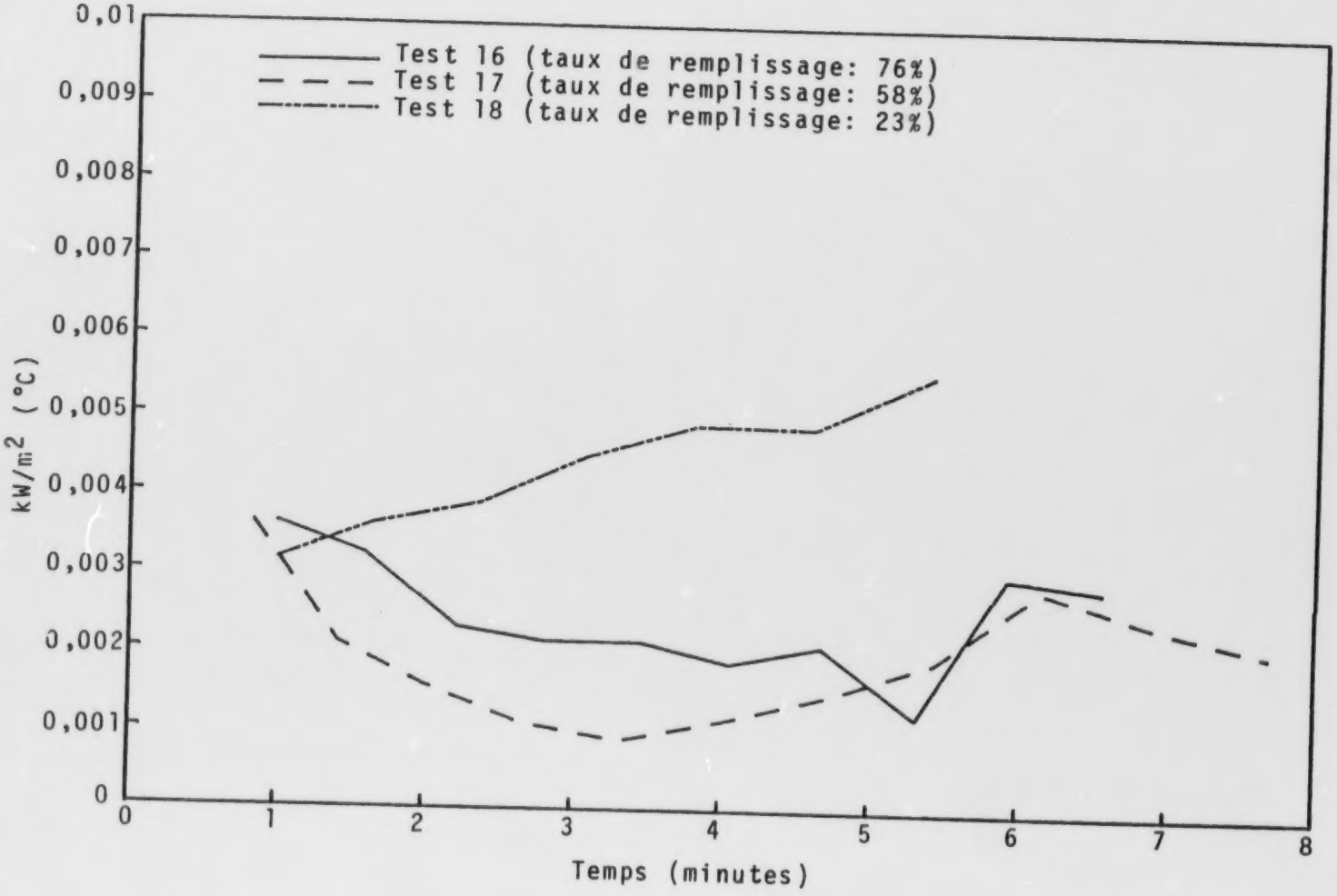


Figure 27 Coefficients de transfert de chaleur en fonction du temps

particulièrement lorsqu'il se produit une dépressurisation par suite de la rupture de l'équilibre provoquée par une évaporation instantanée.

L'effet du dispositif EXPLOSAFE sur le transfert de chaleur dans la vapeur est discuté dans [2]. Les résultats de ces tests expérimentaux indiquent que l'augmentation du transfert de chaleur dans la vapeur est très faible, sauf pour le transfert dû à l'effet d'ailette.

TÂCHE 3. Ébullition et "gonflement" du liquide avec et sans dispositif EXPLOSAFE

Ce travail, qui examine la surface améliorée ainsi que des surfaces lisses d'acier doux et en cuivre, ou avec dispositif EXPLOSAFE, est décrit dans [3]; l'effet de l'inclinaison des surfaces sur l'ébullition y est aussi examiné.

3.1 Effet de l'orientation de la surface sur l'ébullition

Le transfert de chaleur dans du R11 en ébullition en convection naturelle a été examiné pour différentes surfaces: cuivre, acier doux, "Hi Heat Flux" d'Union Carbide, EXPLOSAFE et deux surfaces améliorées par métallisation à la flamme. L'effet de l'orientation de la surface a été étudié pour l'ébullition germinée et l'ébullition pelliculaire avec des flux thermiques allant jusqu'à 170 kW/m^2.

L'installation expérimentale utilisée permet de remplacer la section testée et d'obtenir des données pour une orientation quelconque de la surface du dispositif de chauffage, que celle-ci soit orientée vers le haut ou vers le bas ou à une position intermédiaire. Des examens photographiques et profilmétoriques des surfaces améliorées ont été utilisés pour tenter d'expliquer les résultats expérimentaux obtenus. Tous les tests ont été effectués à une pression de 2 bars, sauf pour la surface de cuivre pour laquelle les données ont été obtenues à trois différentes pressions afin de vérifier que le comportement du système était de même nature que les comportements bien établis. Les données ont été comparées, pour plusieurs orientations et pressions, à l'équation de Rohsenow pour l'ébullition germinée.

Ceci mena à la conclusion que l'orientation de la surface était importante dans l'ébullition germinée et l'ébullition pelliculaire. En ébullition germinée, la différence de température entre la paroi et le liquide augmente considérablement lorsque l'angle d'inclinaison se trouve entre 160° et 180° (c'est-à-dire lorsque la surface est orientée vers le bas).

L'installation expérimentale comporte cinq éléments: un dispositif de chauffage électrique, les matériaux testés (surfaces de cuivre et d'acier doux, quatre types de surface améliorée: EXPLOSAFE, surfaces UNB #1 et #2 et surface Union Carbide High Heat Flux), un réservoir en verre et son matériel, un panneau pour circuits électriques et des thermocouples ainsi qu'un ordinateur HP-85 et un système de saisie de données (voltmètres numériques HP 3456A et 3497A).

3.1.1. Dispositif de chauffage électrique

Afin d'obtenir une température uniforme sur la surface, un dispositif de chauffage à résistance boudinée a été utilisé. La figure 28 représente une vue en coupe de ce dispositif.

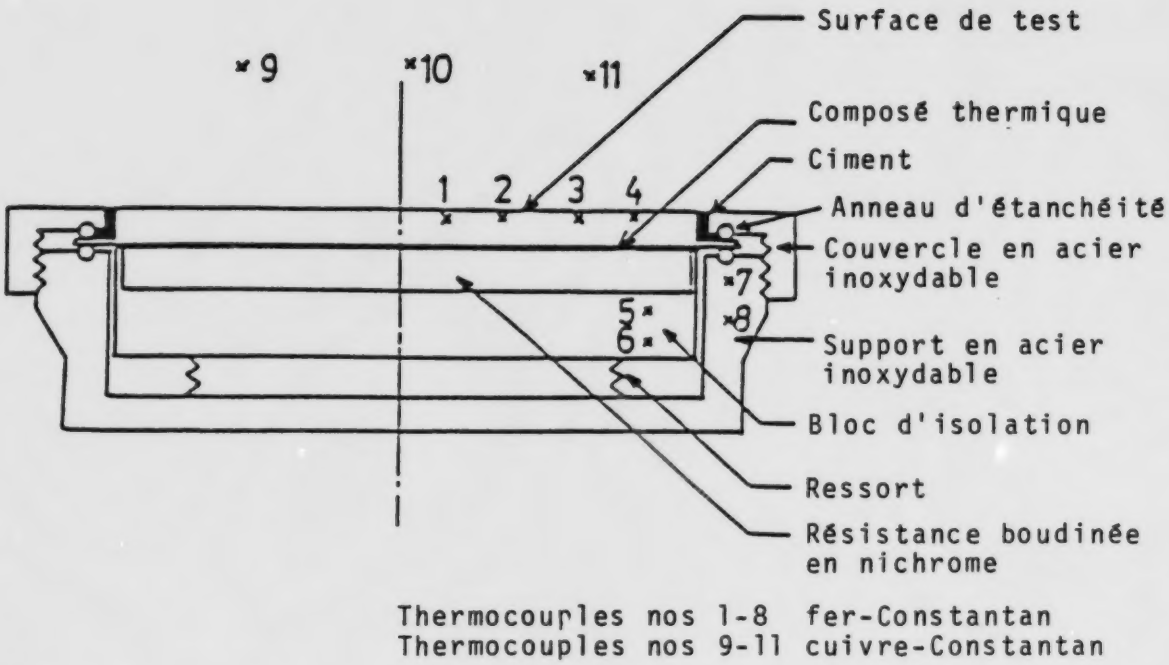


Figure 28 Vue en coupe du dispositif de chauffage électrique (schéma grandeur nature)

Les sillons en spirale devant recevoir la résistance boudinée ont été usinés dans un bloc de céramique pour limiter le transfert de chaleur à une face de la plaque de chauffage. La résistance boudinée (faite de fil nichrome n° 16, de 3,3 mm de diamètre) a été placée dans les sillons, et les espaces entre les sillons et les spires et à l'intérieur des spires ont été remplis de ciment Al_2O_3.

Quatre trous ont été percés radialement sur les sillons en spirale en vue d'y insérer quatre thermocouples utilisés pour mesurer la température de surface (figure 29). L'élément chauffant encapsulé a été meulé pour assurer un bon contact avec la surface d'essai, et une mince couche de graisse thermoconductrice pour hautes températures a été appliquée entre la surface d'essai et l'élément chauffant.

La plaque de l'élément chauffant et l'ensemble de thermocouples fixés à celle-ci ont été montés, au moyen de bagues d'étanchéité, dans un support en acier inoxydable avec couvercle en acier inoxydable. L'utilisation d'un ciment à faible conductivité et de bagues d'étanchéité ainsi que la réduction de la circonférence de la surface d'essai au moyen d'un rebord usiné ont permis de réduire la conduction par contact et les pertes de chaleur périphériques. On a réduit les pertes de chaleur par la base des dispositifs de chauffage en n'utilisant que trois ressorts pour hautes températures dans l'espace entre la capsule du dispositif de chauffage et son contenant. Les ressorts assurent un bon contact thermique entre l'élément chauffant et la surface de test par le biais de la graisse thermoconductrice pour hautes températures.

Pour les tests avec le dispositif EXPLOSAFE, le matériel a été appliqué à la surface sous forme circulaire. Afin de maintenir un bon contact, six goujons ont été utilisés pour fixer les fils d'acier inoxydable à la surface du dispositif EXPLOSAFE. En ajustant la tension du fil, un bon contact thermique a pu être obtenu entre la surface et le dispositif. La figure 30 représente le dispositif de chauffage assemblé au complet avec un couvercle EXPLOSAFE.

3.1.2 Spécimens d'essai

Deux surfaces usinées planes (cuivre et acier doux) ainsi que trois surfaces traitées (UNB #1, #2 et UC) de 7,8 cm de diamètre ont été préparées. Les surfaces ordinaires ont été polies au papier émeri rude. Les couches de métal poreux appliquées à l'acier doux ont été préparées par projection à la flamme. On trouvera un exposé détaillé à l'appendice A de [3].

3.1.3 Contenant en forme de T et matériel connexe

Le contenant utilisé pour les tests est décrit sur la figure 31; il est en pyrex et à profil en forme de T (hauteur 43 cm, 15 cm x 15 cm x 10 cm diam.). Trois dispositifs de chauffage auxiliaire montés sur la plaque de fermeture inférieure ont été utilisés pour préchauffer le liquide à la température désirée et maintenir constante la pression du système, particulièrement lorsque le flux thermique est faible. Un condenseur à

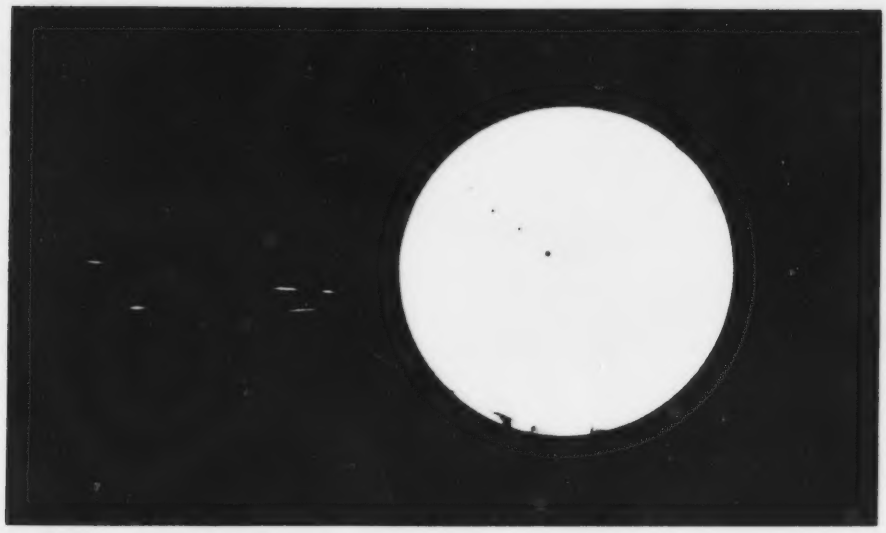


Figure 29 Élément de chauffage encapsulé

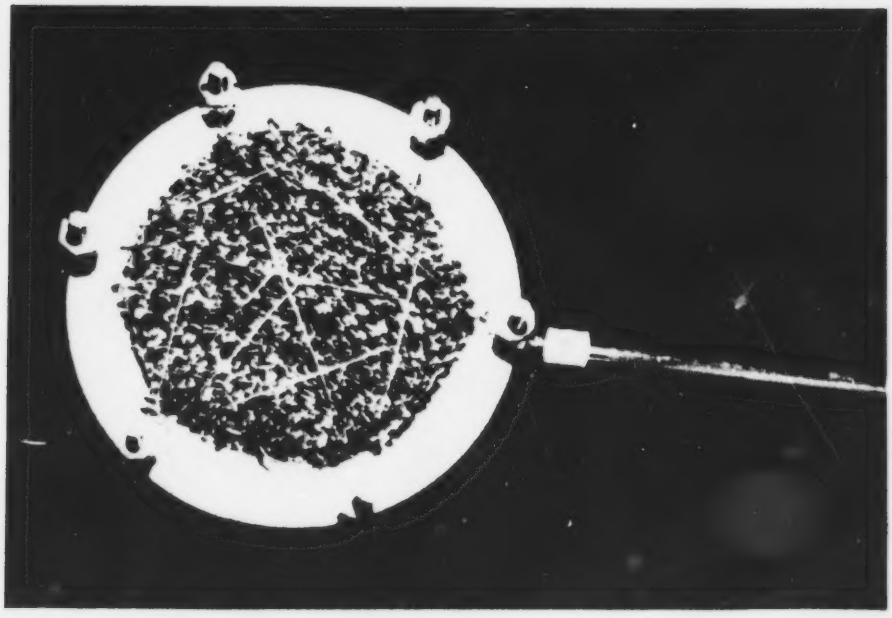


Figure 30 Dispositif de chauffage avec couvercle EXPLOSAFE

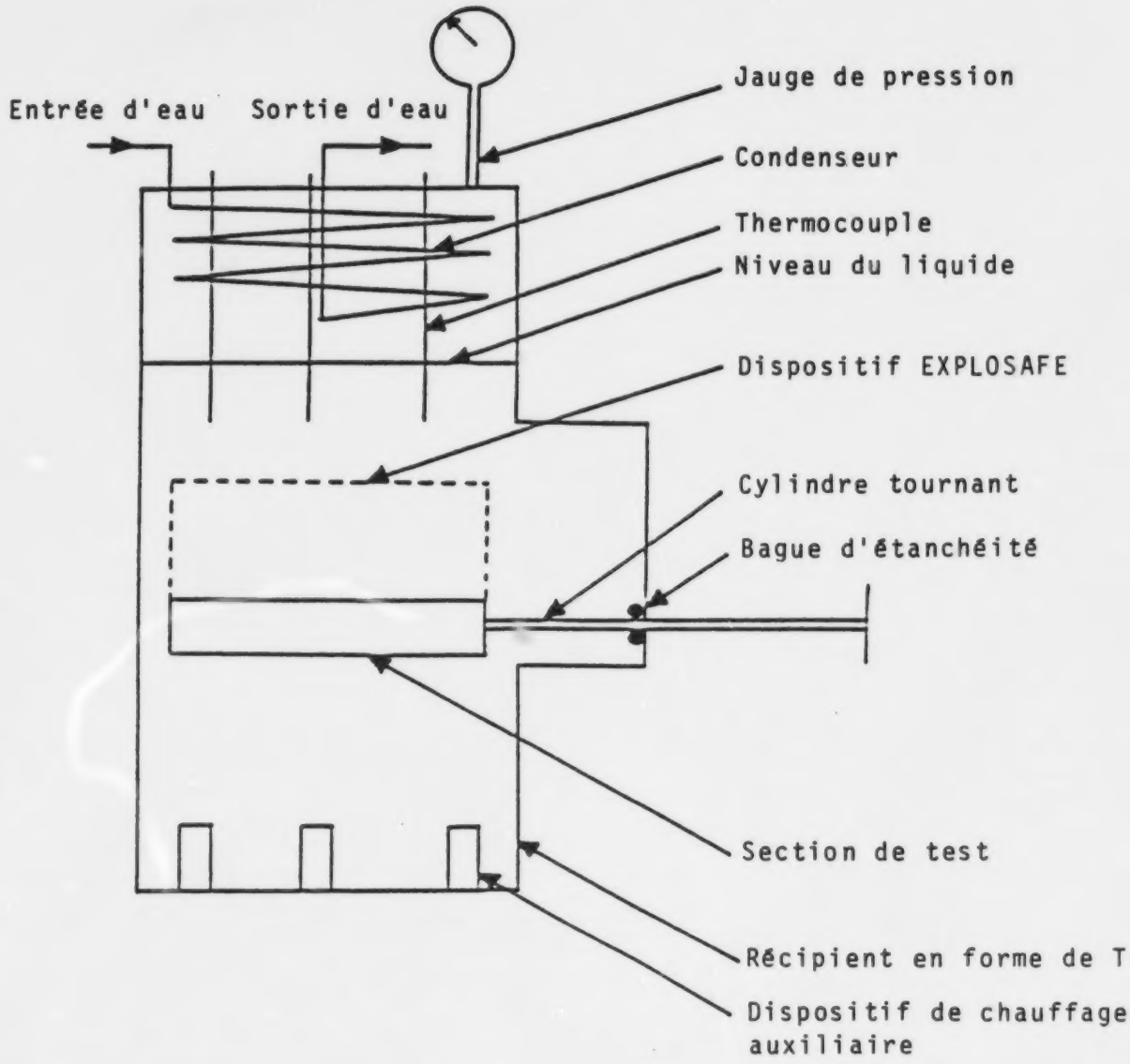


Figure 31 Schéma du contenant d'essai et du matériel connexe

reflux refroidi à l'eau a été utilisé pour maintenir la pression constante à l'intérieur du contenant.

Le circuit de commande et de mesure est représenté sur la figure 32. Le courant et la tension des dispositifs de chauffage à courant alternatif ont été mesurés au moyen de résistances étalons, d'un voltmètre à tensions efficaces et d'un transformateur de courant étalonné. Lorsque la surface est inclinée, il peut y avoir une transition de l'ébullition germinée à l'ébullition pelliculaire avec, comme conséquence, le grillage des dispositifs de chauffage. La température de la surface a donc été surveillée de façon continue et le courant d'alimentation était coupé automatiquement lorsque le taux d'élévation de température dépassait les limites prescrites.

Huit thermocouples au fer-Constantan ont été utilisés pour mesurer la température de la surface d'essai (4) et celles de la capsule de chauffage (2) et des dispositifs de chauffage en acier inoxydable (2). Les thermocouples de la plaque d'essai étaient enfoncés solidement dans des trous percés jusqu'à moins de 0,5 mm de la surface et remplis d'un composé thermoconducteur. Les thermocouples montés sur la capsule de chauffage et le support en acier inoxydable ont été utilisés pour mesurer les pertes de chaleur.

La température du liquide a été déterminée à l'aide des trois thermocouples plongés dans le bain de liquide.

Les thermocouples étaient surveillés à l'aide du voltmètre de saisie de données HP3497A contrôlé par l'ordinateur HP85A, alors que les tensions alternatives étaient mesurées à l'aide du voltmètre numérique HP3456A.

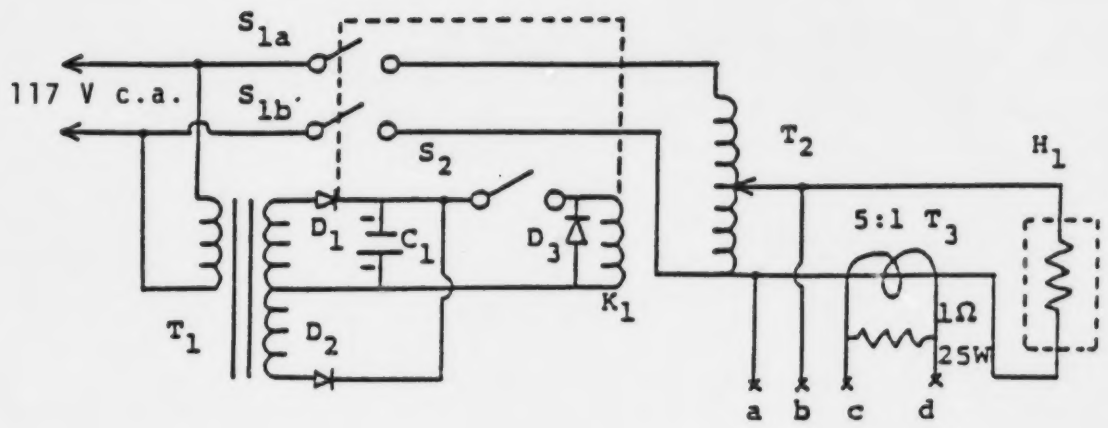
Les opérations expérimentales sont décrites en détail dans [3].

3.1.4 Résultats expérimentaux

Les expériences sur le transfert de chaleur dans un bain de liquide en ébullition avec deux soupapes ordinaires (cuivre et acier doux) et quatre types de surfaces améliorées (UC, UNB #1, UNB #2 et une surface comportant plusieurs épaisseurs de matériaux EXPLOSAFE) ont été effectuées avec du fréon 11. L'effet dû à l'orientation des surfaces a été étudié soigneusement. Les figures 33 et 34 représentent les résultats obtenus et le tableau 5 permet de comparer les principaux paramètres pour les diverses surfaces. Les expériences sur l'ébullition pelliculaire n'ont été effectuées qu'avec la surface de cuivre et les surfaces UNB #1 et UNB #2. L'effet de l'orientation de la surface a été étudié pour toutes les surfaces, sauf la surface UC.

Pour déterminer l'efficacité du dispositif EXPLOSAFE, deux revêtements EXPLOSAFE (de 3/4" et 2" d'épaisseur) ont été testés sur la surface de cuivre à 2 bars.

Des tests de rugosité et des examens photographiques de coupe ont été effectués sur les surfaces pour tenter d'expliquer le mécanisme de



$D_{1,2,3}$: Diode 600 V, 1 A
C_1 : 470 μ F, 35 V
K_1 : Relais bipolaire unidirectionnel à bobine 24 V
$S_{1a,b}$: Relais bipolaire unidirectionnel à bobine 24 V c.c.
S_2 : Télécommande (voltmètre HP-3497)
a,b : E_1, tension aux bornes de dispositif de chauffage principal
c,d : E_2, tension aux bornes de la résistance étalon
T_1 : Transformateur de courant 36 V/117V
T_2 : Transformateur de tension 12 A, 0-140 V
T_3 : Transformateur de courant 5:1
H_1 : Dispositif de chauffage

Figure 32 Circuit électrique détaillé

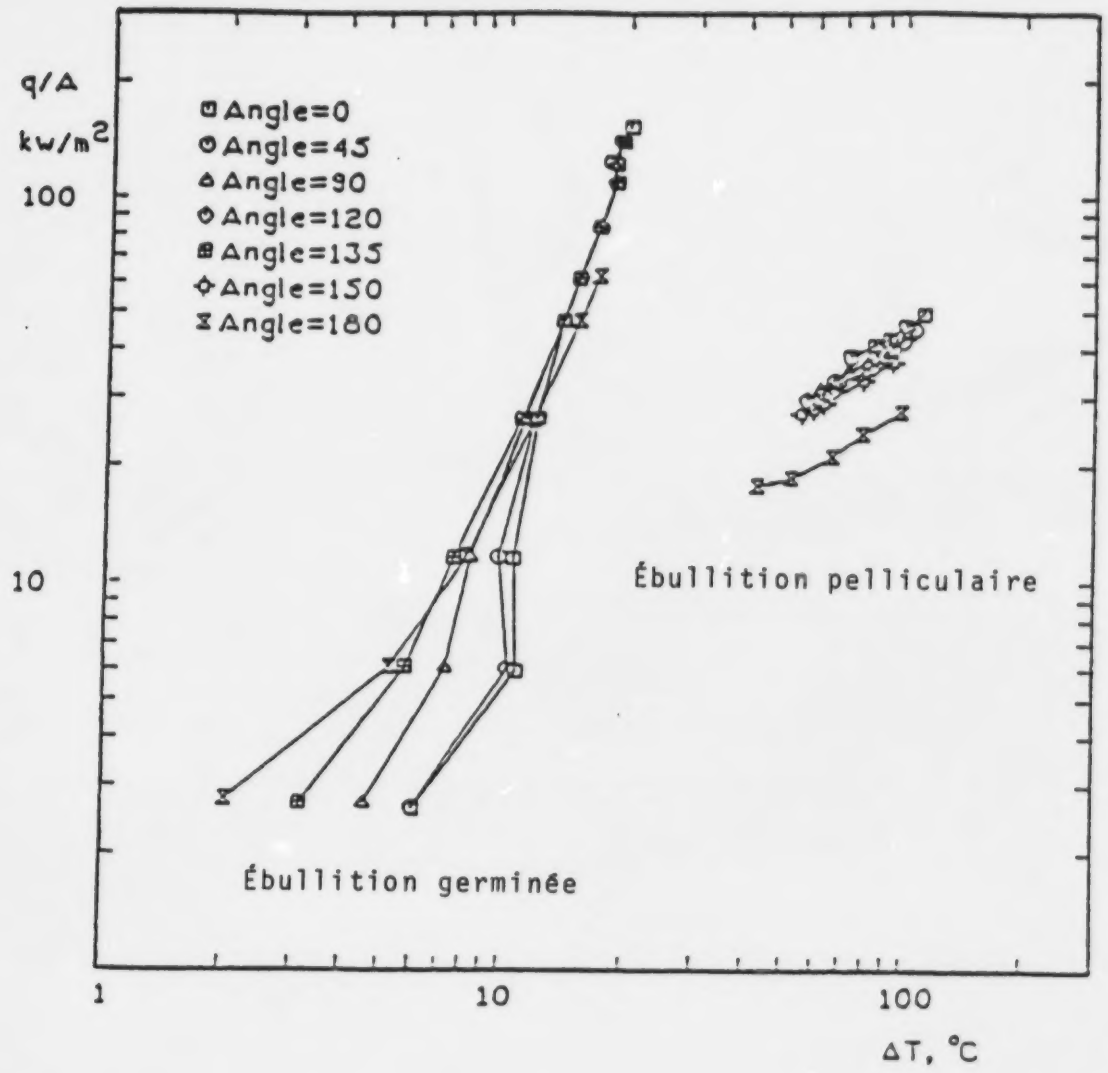


Figure 33 Transfert de chaleur par convection naturelle à 2 bars avec une surface de cuivre dans du fréon 11

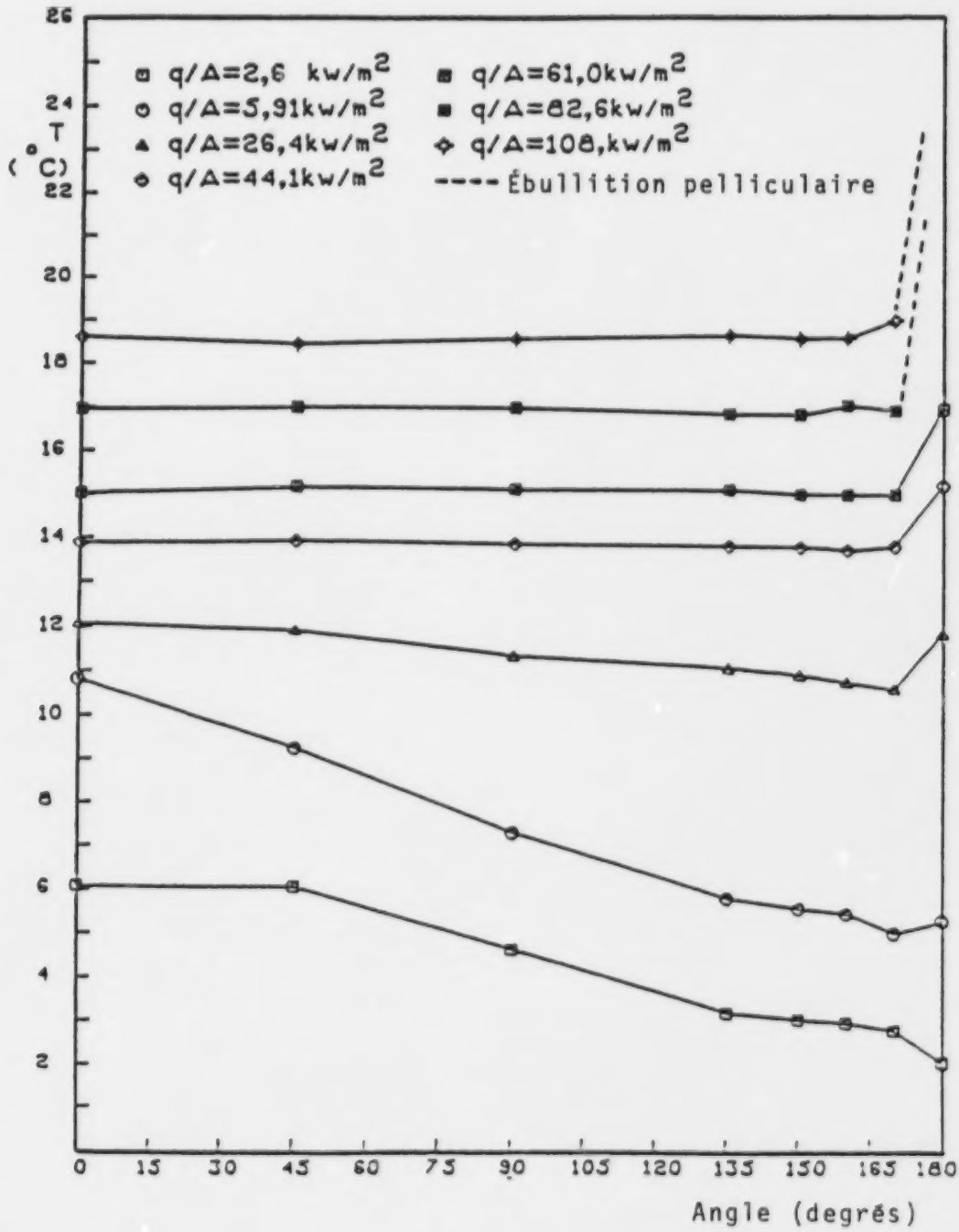


Figure 34 Effet de l'orientation avec une surface de cuivre

Tableau 5 Comparaison des principaux paramètres pour diverses surfaces

paramètres / surfaces	NP_n	NP_f	$(q/A)_\ell$ (kw/m^2)	$(\Delta T)_\ell$ (°C)	$(q/A)_i$ (kw/m^2)	$(\Delta T)_i$ (°C)	$(q/A)_h$ (kw/m^2)	$(\Delta T)_h$ (°C)	$(q/A)_{min}$ (kw/m^2)	$(\Delta T)_{min}$ (°C)
Cuivre (2 bars)	11	5	2,6	6,07	5,91	10,83	152,3	19,98	38,4	72,8
Cuivre (1 bar)	13	0	2,67	7,53	6,1	13,0	150,3	24,5		
Cuivre avec revêtement EXPLOSAFE de 3/4"	12	0	2,47	5,49	5,81	10,3	139,3	17,9		
Cuivre avec revêtement EXPLOSAFE de 2"	12	0	2,57	5,44	6,31	10,62	148,5	18,6		
Acier doux	12	0	2,17	5,05	5,92	10,98	152,2	21,33		
UC	12	0	1,4	2,94			158,7	15,9		
UNB #1	12	3	1,36	2,97	5,5	9,88	137,3	15,15	41,4	123,2
UNB #2	15	5	1,62	3,95	24,8	11,1	174,6	8,18	68,8	151,9

(NP est le nombre de points de données et les indices souscrits n et f correspondent à l'ébullition germinée et à l'ébullition pelliculaire respectivement; ℓ, i et h correspondent au point d'ébullition le plus bas, d'ébullition naissante et d'ébullition le plus élevé en ébullition germinée et 'min' représente le point d'ébullition minimum en ébullition pelliculaire.)

germination des bulles et les résultats obtenus pour l'ébullition pelliculaire. Finalement, tous les résultats obtenus sur l'ébullition germinée ont été corrélés à l'aide de l'équation de Rohsenow. Les résultats complets sont donnés dans le volume 4 [3].

Les résultats (figures 33 et 34) indiquent qu'en régime de convection naturelle (0-10 kW/m^2), la température de surchauffe baisse lorsque l'inclinaison de la surface augmente. La figure 35 compare nos résultats à ceux obtenus par Fujii et Imura.

Les différences sont attribuables à l'amélioration de la surface UNB #2, mais les deux courbes ont des allures similaires.

En ébullition germinée, à moins que les surfaces ne soient prétraitées, il y a un effet d'hystérésis ou des points d'ébullition naissante, comme on le constate pour la surface UNB #2 (figure 36). Lorsque les bulles apparaissent, la température de surchauffe de l'ébullition baisse considérablement et l'on obtient une courbe d'ébullition régulière, $q = A\ \Delta T^b$. La pente b sur graphique en coordonnées logarithmiques est ordinairement égale à 2,9 lorsque la surface est orientée vers le haut, comme c'est le cas ici (figure 33). Le tableau 6 donne le flux thermique pour diverses températures de surchauffe.

Par suite de la forte baisse de la température de surchauffe résultant de l'amélioration des surfaces UC et UNB #2, celles-ci sont les surfaces idéales pour l'intérieur d'un réservoir en vue d'accélérer l'ébullition et ainsi protéger le réservoir, particulièrement avec l'utilisation d'un système geyser comme celui proposé initialement par l'UNB en 1981 [4].

Des expériences sur l'ébullition pelliculaire ont aussi été effectuées sur trois surfaces à diverses inclinaisons; les résultats sont donnés sur la figure 37, où ils sont comparés aux résultats expérimentaux et aux calculs publiés par d'autres chercheurs.

Le dispositif EXPLOSAFE, qui est constitué d'un réseau alvéolaire en aluminium, a été proposé comme dispositif de protection interne pour les wagons-citernes en cas d'accident. En théorie, ce dispositif devait se comporter comme un ensemble d'ailettes de refroidissement qui aurait transporté la chaleur loin de son point d'application. Les résultats des expériences sur l'ébullition en convection naturelle indiquent toutefois que la présence de ce dispositif n'entraîne aucune augmentation appréciable de l'ébullition germinée. On constate même que le transfert de chaleur ralentit lorsque l'épaisseur augmente (figure 38). Les théories actuelles sur la germination des bulles permettent d'expliquer ce phénomène par l'apparition d'une résistance de contact thermique. Bien que le dispositif EXPLOSAFE soit en bon contact avec la surface, il y a à l'interface une mince couche de liquide qui réduit le transfert de chaleur vers le dispositif EXPLOSAFE, et celui-ci n'est pas suffisamment surchauffé pour activer les sites de germination sur sa surface. Cette couche matérielle constitue une résistance thermique qui empêche le liquide d'être en bon contact avec la surface, de la mouiller et d'évacuer la chaleur. Lorsque l'épaisseur du dispositif EXPLOSAFE

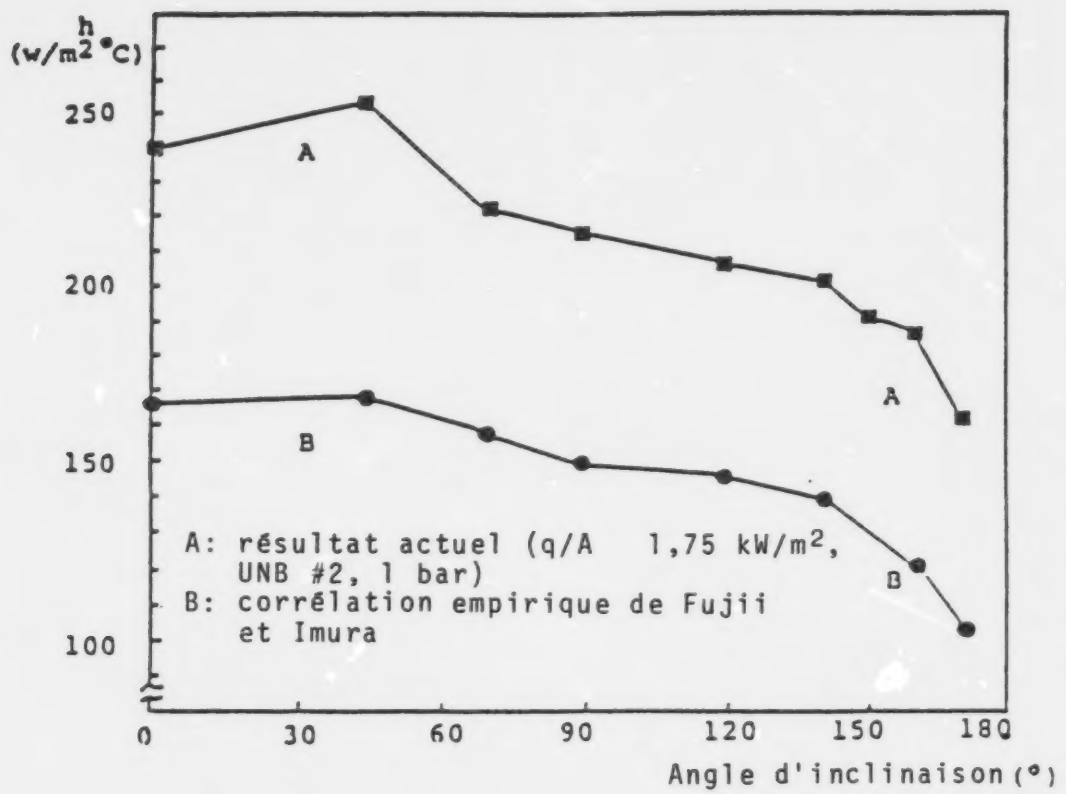


Figure 35 Données expérimentales obtenues avec la surface UNB #2 dans la région de convection naturelle et corrélation empirique de Fujii et Imura (entrée [8] de la bibliographie de [3])

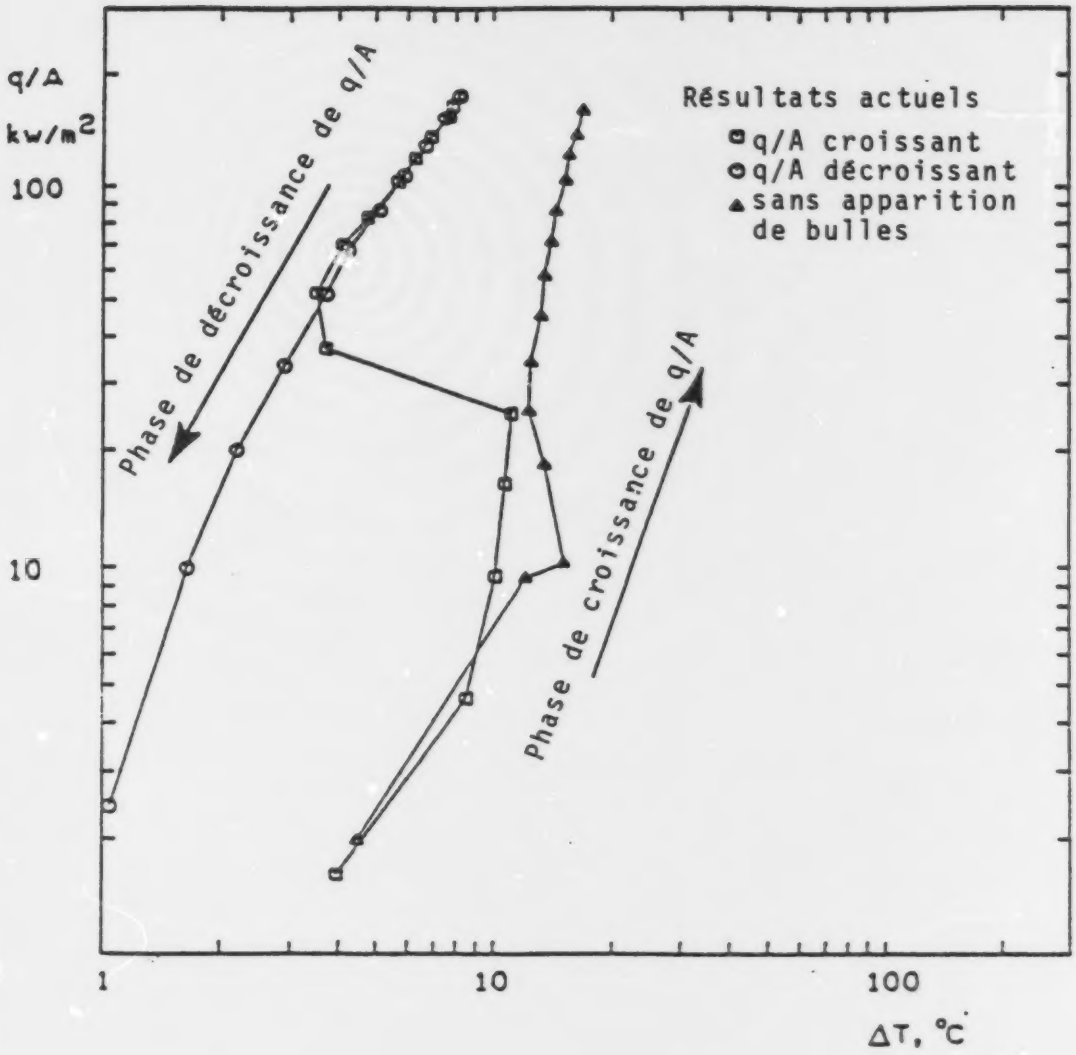


Figure 36 Hystérésis à 2 bars pour la surface UNB #2 dans le R-11

Tableau 6 Flux thermiques et coefficients de transfert de chaleur pour diverses températures de surchauffe avec différentes surfaces

$\Delta T(^{\circ}C)$	Cuivre	Acier doux	UC	UNB #1	UNB #2
			$q/A\ (kw/m^2)$		
5	2,1	2,1	14	15	84
8	4	4	40	42	170
16	68	56	160	160	
			$h\ (w/m^{2\bullet}C)$		
5	420	420	2800	3000	16800
8	500	500	5000	5250	21250
16	4250	3500	10000	10000	

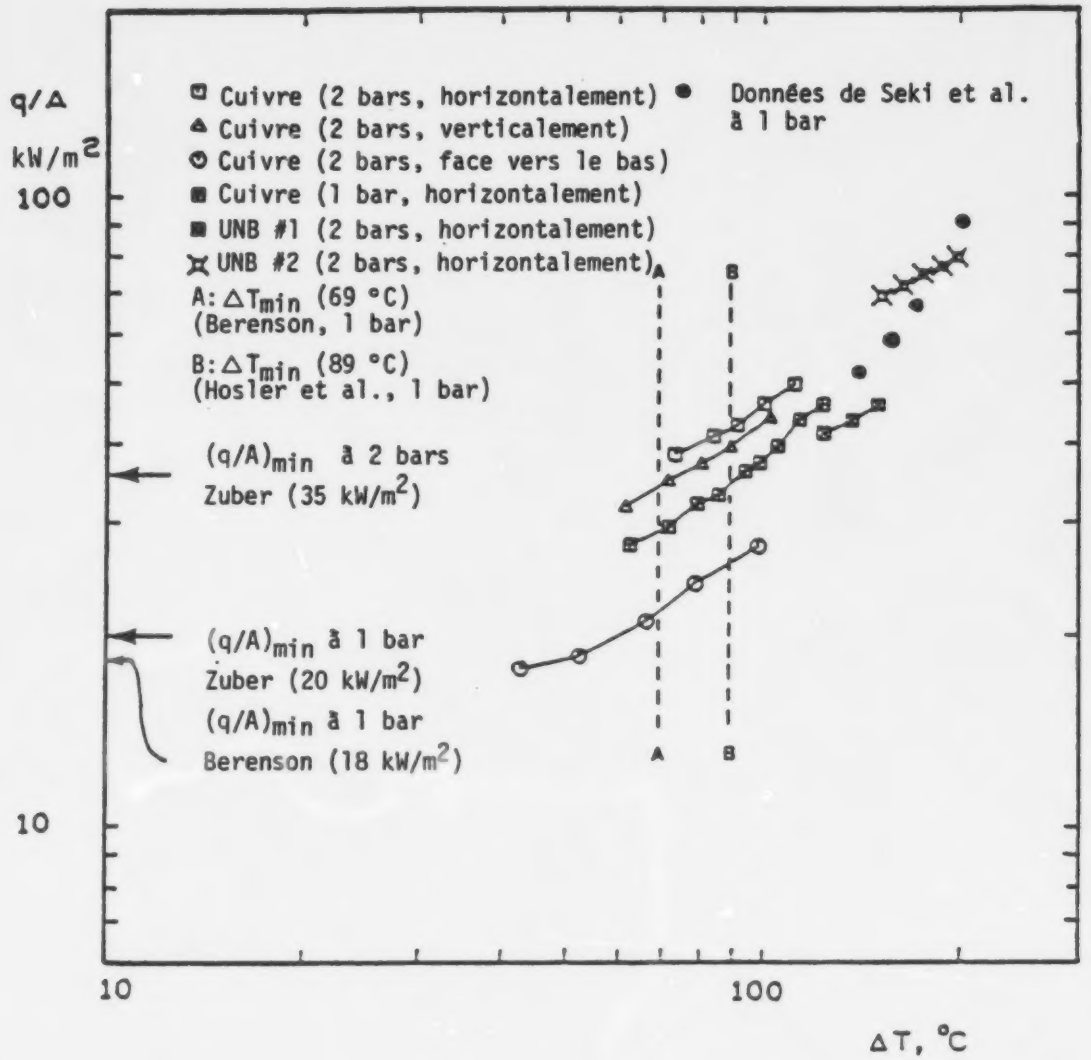


Figure 37 Comparaison des résultats obtenus pour l'ébullition pelliculaire avec les résultats expérimentaux et les calculs publiés

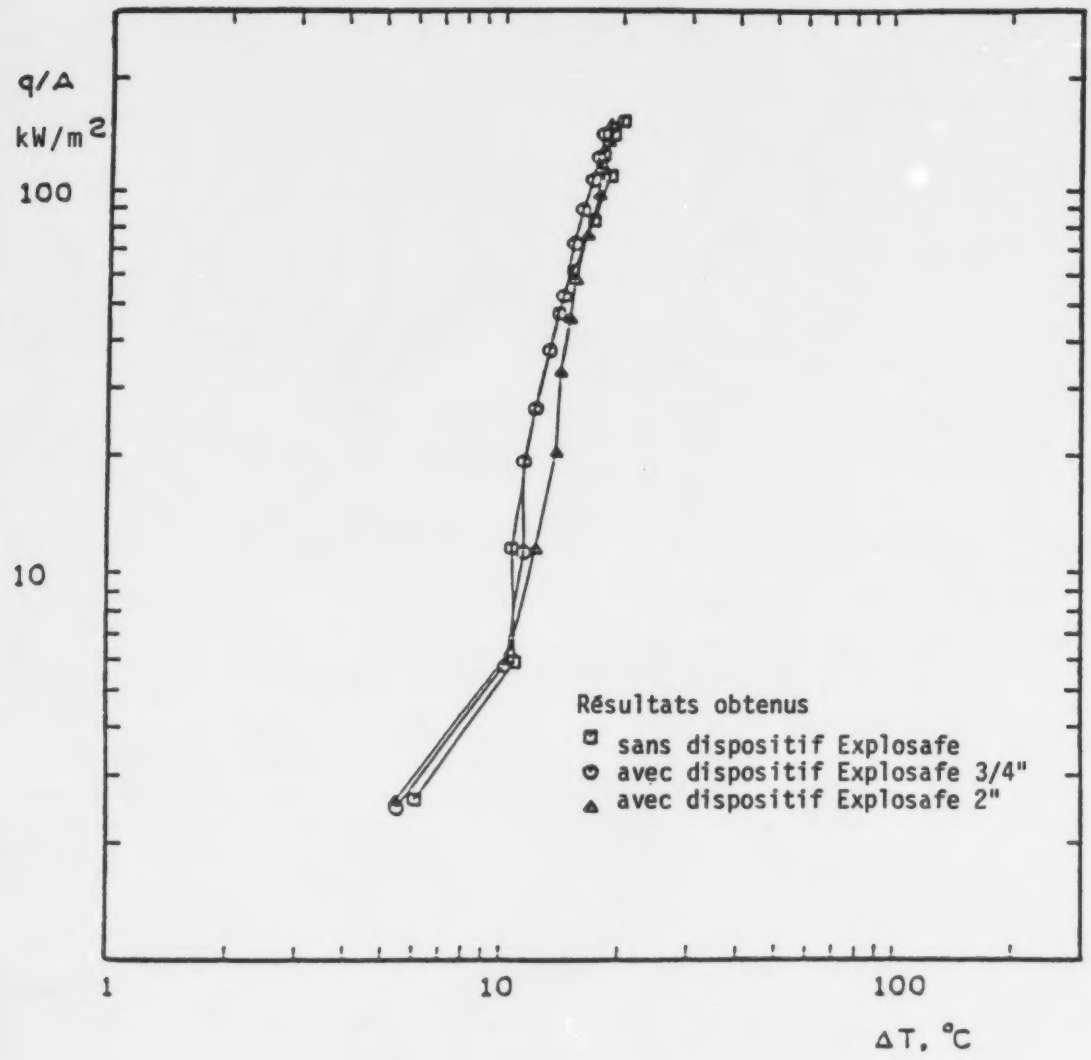


Figure 38 Effet du dispositif EXPLOSAFE

augmente, la résistance thermique augmente également, de sorte que le transfert de chaleur vers le liquide diminue.

Quant à l'effet de la pression en ébullition germinée et en ébullition pelliculaire, les résultats sont conformes aux prévisions.

En ébullition germinée, toutes les données ont été ajustées à l'aide de l'équation de Rohsenow:

$$\frac{Cp_\ell \Delta T}{h_{fg}} = C_{sf}\left(\frac{q/A}{\mu_\ell h_{fg}}\sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_\ell - \rho_v)}}\right)\left(\frac{r\, C_\ell \mu}{k}\right)^s$$

Cette équation a ceci de particulier qu'il suffit d'un seul couple de valeurs expérimentales pour q/A et ΔT pour déterminer le coefficient "C_{sf}" lorsque "r" et "s" sont donnés. Une fois ce coefficient connu, on peut déterminer le comportement d'une combinaison liquide-surface donnée pour d'autres valeurs de ΔT.

Les figures 39, 40 et 41 représentent les résultats obtenus. Ceux-ci sont décrits plus en détail dans [3].

3.2 Analyse du gonflement en deux phases

Un modèle du gonflement en deux phases à pression constante basé sur la montée des bulles a été proposé dans [3].

Ce modèle repose sur les deux hypothèses suivantes:

(1) La distribution des bulles naissantes est uniforme sur la surface.

(2) La vitesse de montée des bulles V_b est donnée par (voir [3])

$$V_b = 1.18\left[\frac{\sigma g(\rho_\ell - \rho_v)}{\rho_\ell^2}\right]^{\frac{1}{4}}$$

Le taux de génération (en kg/s) de la vapeur créée par la chaleur fournie Q (en watts) est:

$$\dot{m}_v = \frac{Q}{h_{fg}}$$

où h_{fg} est la chaleur latente de vaporisation (en J/kg).

Le taux volumétrique de génération de vapeur (en m^3/s) est:

$$w = \frac{\dot{m}_v}{\rho_v}$$

où ρ_v est la densité de la vapeur.

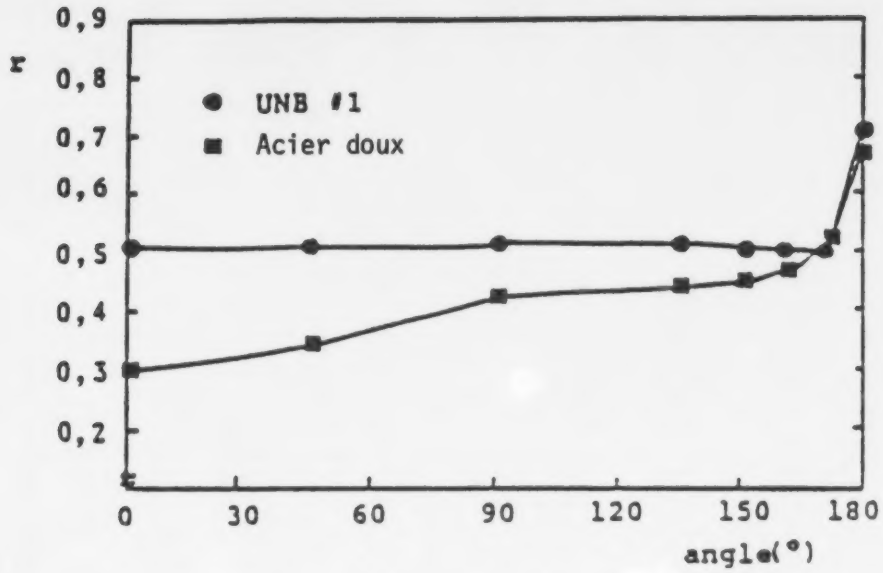


Figure 39 Variation de l'exposant "r" apparaissant dans l'équation de Rohsenow

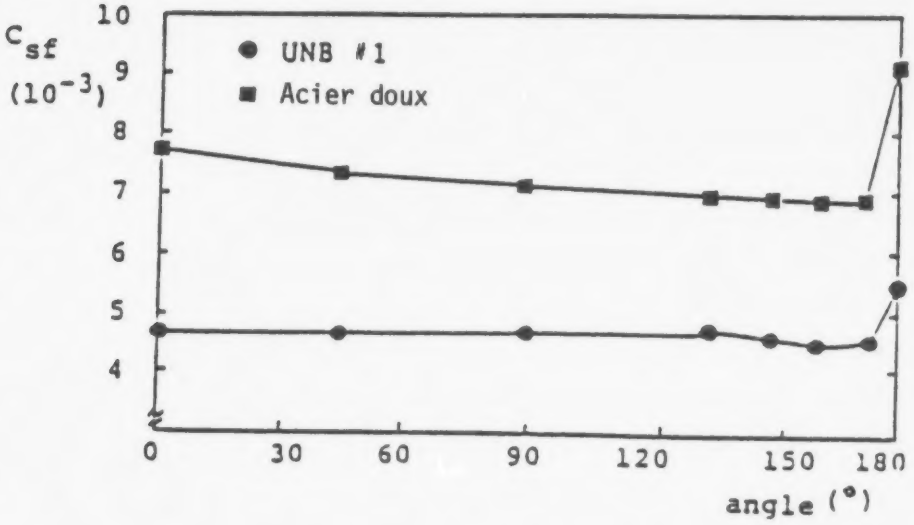


Figure 40 Variation de la constante "C_{sf}" apparaissant dans l'équation de Rohsenow

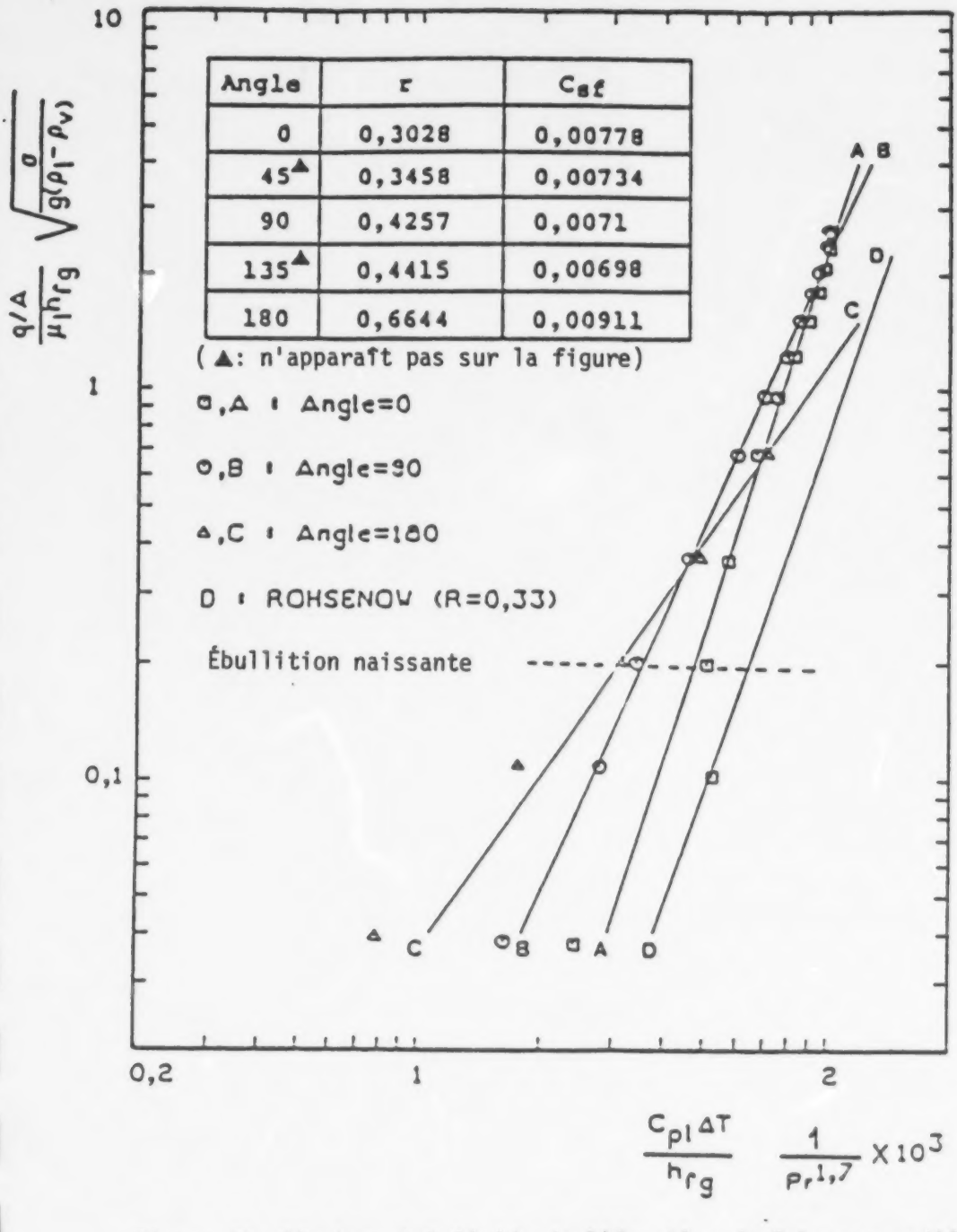


Figure 41 Ajustement à l'aide de l'équation de Rohsenow modifiée des données obtenues avec une surface d'acier doux

L'augmentation de volume due à la rétention de la vapeur est:

$$\Delta V' = wt$$

Le temps de montée des bulles de vapeur jusqu'à la surface du liquide est:

$$t = \frac{H}{V_b}$$

où H est la hauteur de la surface du liquide et V_b, la vitesse de montée (constante) des bulles.

Comme on le voit sur la figure 42, la hauteur H n'est pas constante, mais varie en fonction de l'angle d'inclinaison en raison de la configuration du réservoir. Sur la surface interne de ce dernier, on supposera de plus que:

3) Il n'y a pas de couche limite et les bulles formées dans la région A de la figure 43 ($0 < \theta < \gamma$) se déplacent verticalement. Dans cette région, la distance parcourue par les bulles est:

$$H_1 = x + r \cos \theta \qquad (0 < \theta < \gamma)$$

où x, r et θ représentent la hauteur du liquide au-dessus de la ligne médiane du réservoir, le rayon du réservoir et l'angle d'inclinaison, ce dernier étant une variable indépendante dans l'équation ci-dessus (figure 43a).

4) Les bulles formées dans la région B ($\gamma < \theta < \pi/2$) se déplacent verticalement et glissent le long de la surface après avoir atteint la région C (figure 43b).

Dans cette région, les bulles parcourent une distance:

$$H_2 = 2 r \cos \theta + e(\theta - \gamma)$$

5) Les bulles engendrées dans la région C ($\pi/2 < \theta < \theta_1$) glissent le long de la surface courbe en parcourant une distance:

$$H_3 = r(\theta_1 - \theta)$$

En exprimant les diverses hauteurs en fonction de A et en intégrant, on peut définir comme suit une hauteur moyenne H_{ave} pour le système:

$$H_{ave} = \frac{\int_0^{\gamma} H_1 d\theta + \int_{\gamma}^{\pi/2} H_2 d\theta + \int_{\pi/2}^{\theta_1} H_3 d\theta}{\theta_1}$$

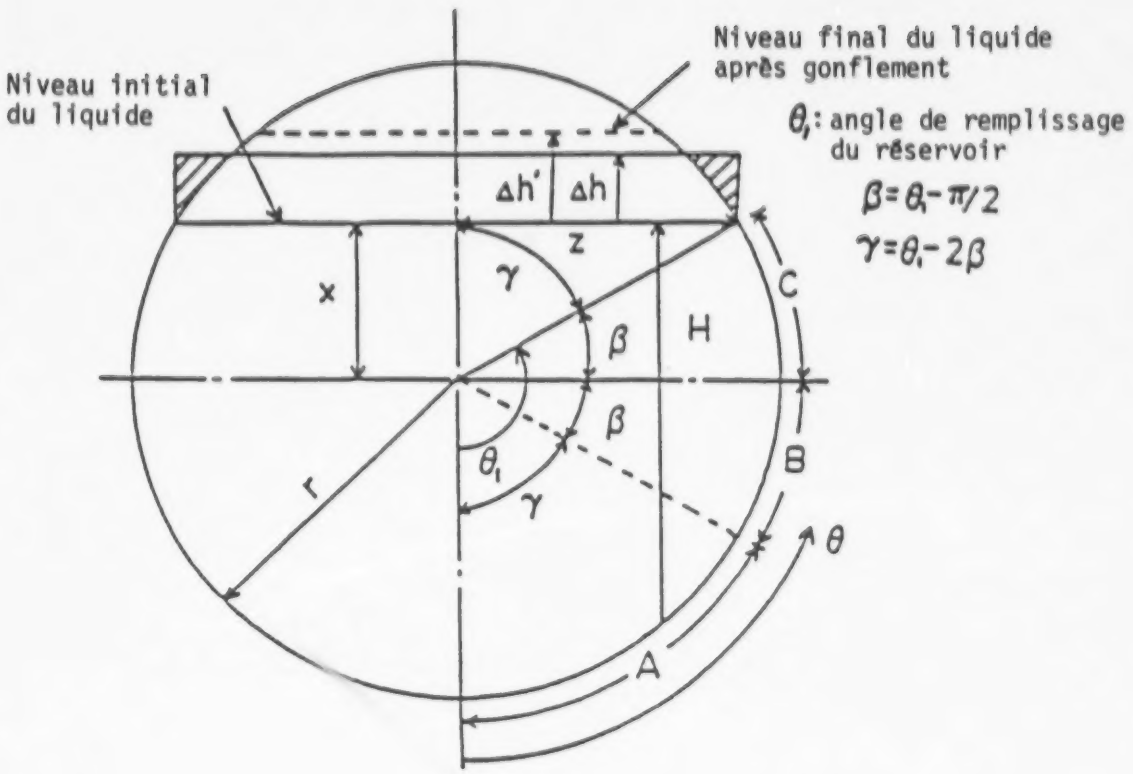
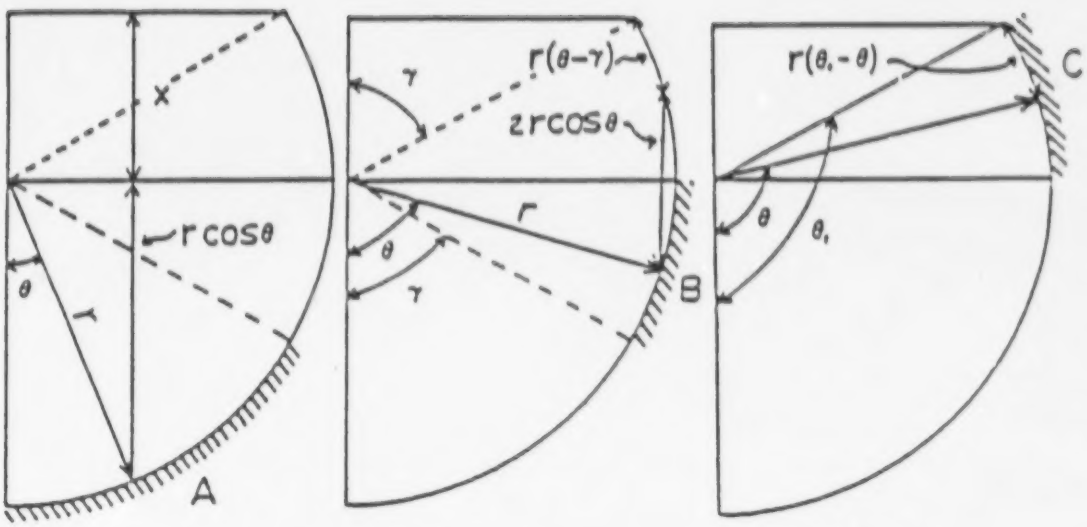


Figure 42 Système idéal représentant le gonflement



a) Région A b) Région B c) Région C

Figure 43 Hauteurs dans des régions différentes

A l'aide de H_{ave} et V_b, on peut calculer le temps de montée moyen des bulles, t_{ave}. On peut ensuite calculer l'augmentation de volume initiale due à l'ébullition, $\Delta V'$, et déterminer ensuite la hauteur du gonflement, Δh.

La hauteur réelle du gonflement n'est pas Δh, mais $\Delta h'$, en raison de la forme cylindrique du réservoir. Pour tenir compte de la zone hachurée de la figure 42, une nouvelle intégration est nécessaire afin d'évaluer la hauteur réelle du gonflement, $\Delta h'$.

Les résultats de cette analyse ont été appliqués aux réservoirs UNB pour différents taux de remplissage et comparés aux données expérimentales. Le tableau 7 donne les résultats obtenus à 16 kW/m^2.

La comparaison avec les résultats expérimentaux est moins que satisfaisante durant la dépressurisation causée par l'ouverture de la soupape de sûreté. Des travaux beaucoup plus approfondis seraient nécessaires pour caractériser et prédire avec précision l'évolution du milieu à deux phases et la hauteur du gonflement après la dépressurisation.

Tableau 7 Comparaison des hauteurs de gonflement calculées et mesurées dans les réservoirs UNB à différents taux de remplissage (q/A = 16 kW/m^2 à 2 bars)

Taux de remplissage %	x (m)	θ_1 (°)	u_{ave} (m)	t_{mod} (sec)	Δh (m)	$\Delta h'$ (m)	Δh_{exp} (m)
75	0,0772	114	0,1648	1,56	0,025	0,03	0,015
55	0,015	95	0,1298	1,2	0,015	0,017	0,013
25	-0,0772	66	0,0735	0,67	0,0066	0,0074	0,009

TÂCHE 4. Autres mesures de protection

Les recherches effectuées pour la tâche 3 ont permis d'établir que l'utilisation combinée de surfaces améliorées et de dispositifs à effet geyser peut réduire substantiellement la température de la partie de la paroi du réservoir en contact avec la vapeur. Il faut donc poursuivre la recherche dans cette direction. L'utilisation d'un dispositif EXPLOSAFE annulaire de 25 mm d'épaisseur à 40 kW/m^2 durant les expériences sur l'ébullition en convection naturelle n'a nullement confirmé que la conduction circonférencielle vers le liquide dans le dispositif EXPLOSAFE provoque un transfert de chaleur par la vapeur. En fait, les résultats indiquent qu'il est difficile de maintenir le contact mécanique avec la vapeur et qu'un accroissement du transfert de chaleur est par conséquent douteux avec tous les dispositifs EXPLOSAFE.

Ce travail est décrit en détail dans [1,3] et [7].

TÂCHE 5. Documentation technique et analyse à l'appui

Les volumes 5 et 6 [4, 5] comprennent toutes les études effectuées et publiées dans les rapports intérimaires antérieurs. Ceux-ci sont listés dans le tableau 1. Les tables des matières de tous les volumes résumés ici constituent l'appendice A de ce document dans lequel seule une description succinte des principaux résultats n'ayant pas été rapportés précédemment est présentée.

5.1 Modèle numérique

Un modèle numérique découlant du programme CALSPAN a été traduit en BASIC et est utilisé sur un ordinateur HP85B à mémoire intermédiaire d'une capacité de 32 K avec une mémoire vive d'une capacité de 128 K. Le programme est en cours de modification pour tenir compte de l'isolation extérieure, de la terminaison de la convection libre (par l'inclusion d'un test sur les critères de Clausius-Clapeyron), de l'évolution et du gonflement du milieu à deux phases et de l'ébullition de la couche limite en sous-refroidissement et en germination saturée, ainsi que pour permettre d'effectuer des tests sur l'ébullition pelliculaire avec gonflement. Les figures 44 et 45 représentent les organigrammes du programme et d'une simulation sur ordinateur d'un test effectué en Alberta sur un réservoir non protégé à échelle 1/5. Il faudra développer ce programme pour vérifier la validité des sous-modèles détaillés utilisés et vérifier son utilité dans diverses situations expérimentales.

5.2 Propriétés thermodynamiques

Un sous-programme FORTRAN appelé "TDPROP" a été élaboré pour calculer diverses grandeurs thermodynamiques relatives au propane sous forme de liquide sous pression, de liquide saturé et de vapeur chauffée et de vapeur (saturée ou surchauffée) seulement.

Les données à introduire dans le sous-programme sont la masse totale du propane, le volume du réservoir et les températures de la vapeur et du liquide. A partir de ces données, le programme détermine l'état du fluide. La pression dans le réservoir, la densité du fluide, l'enthalpie, l'énergie interne, l'entropie, dP/dT, dP/dp, la vitesse du son et la chaleur latente (du liquide) sont calculées pour la vapeur et/ou le liquide selon le cas. Les gammes des valeurs admissibles dans le programme TDPROP sont:

$$231{,}07\ K < TLIQ < 369{,}8\ k$$

$$231{,}07\ K < TVAP < 700\ K$$

$$1{,}013\ bar < P < 42{,}42\ bars$$

L'organigramme de ce programme est représenté sur la figure 46.

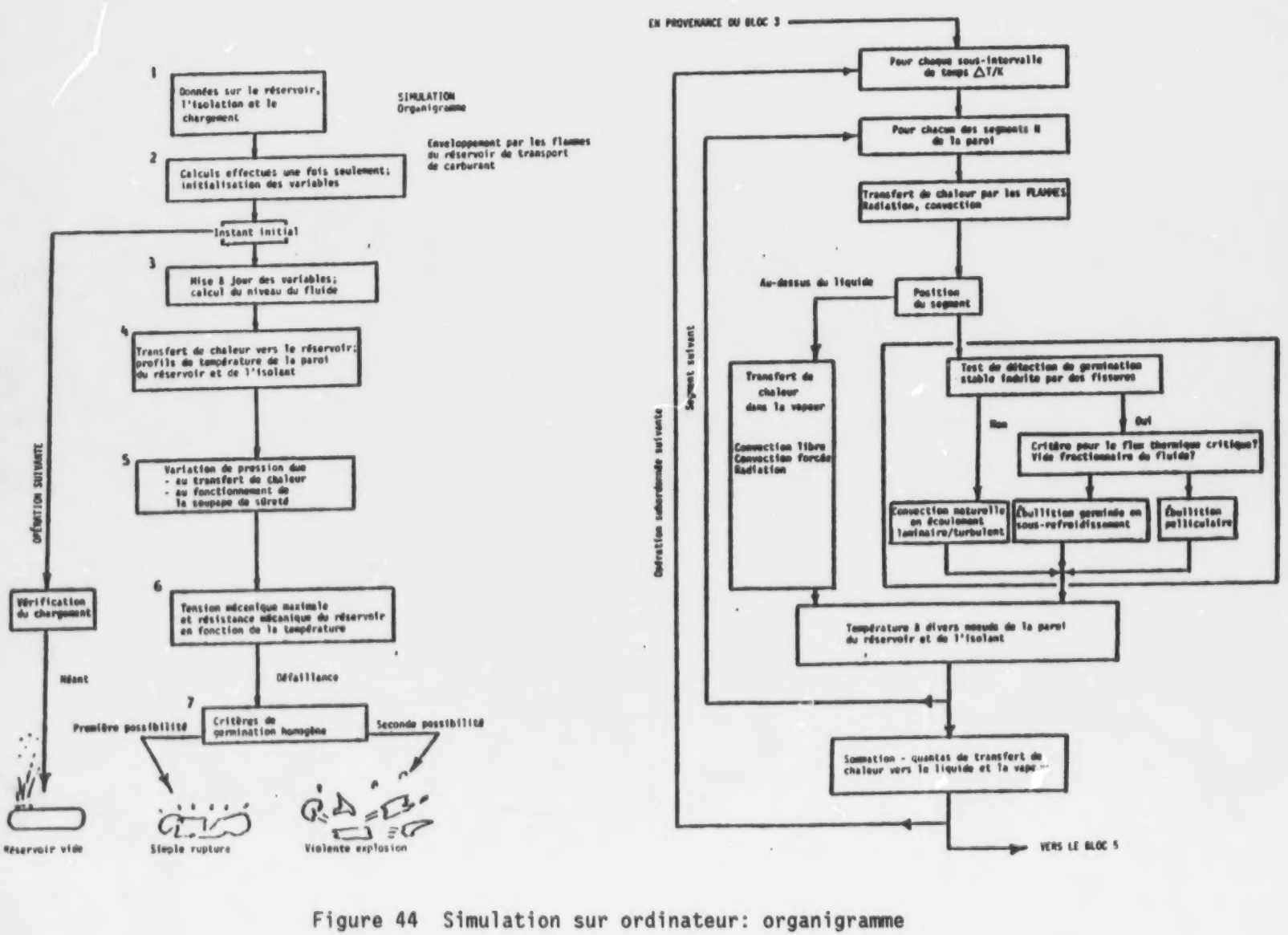


Figure 44 Simulation sur ordinateur: organigramme

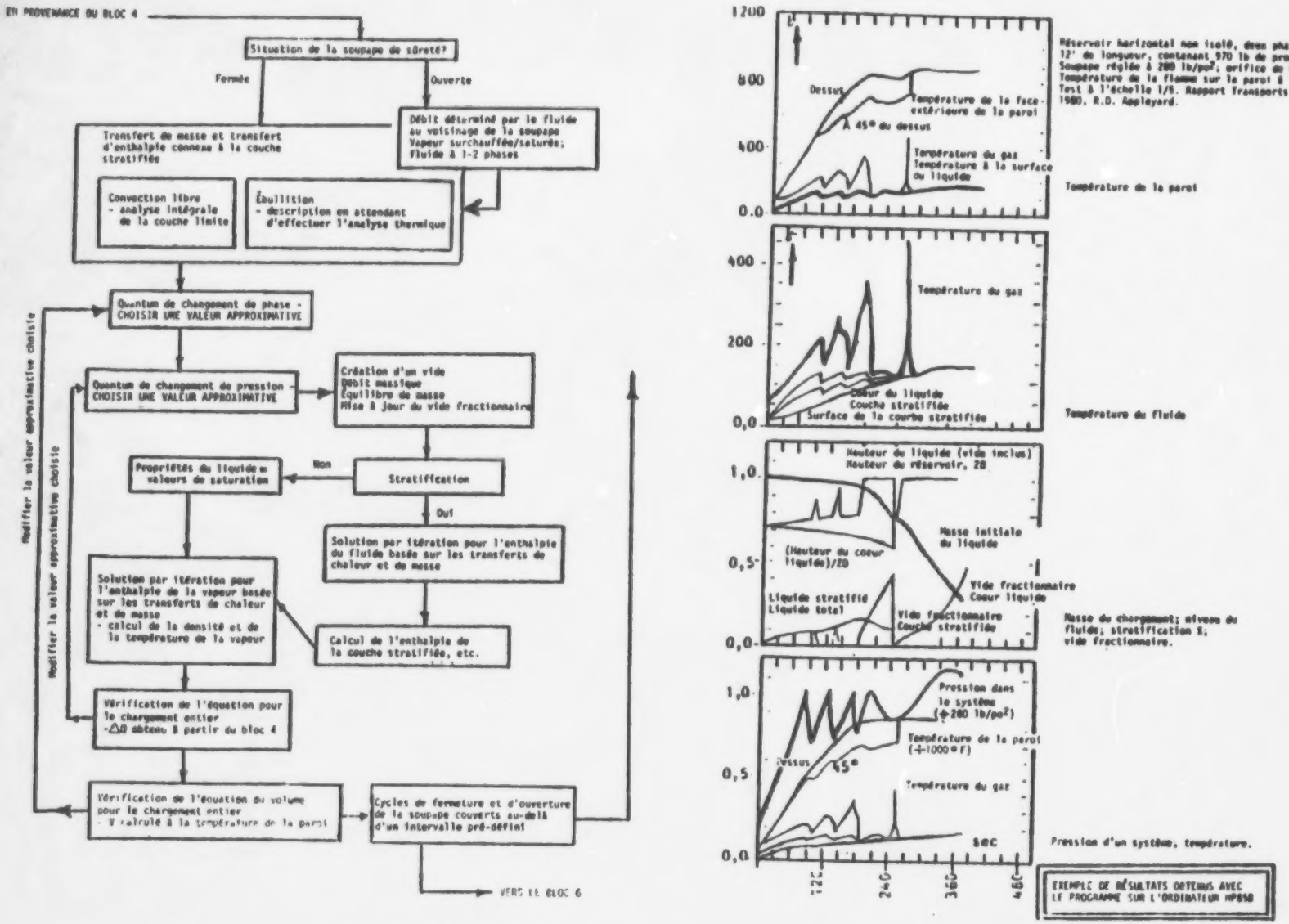
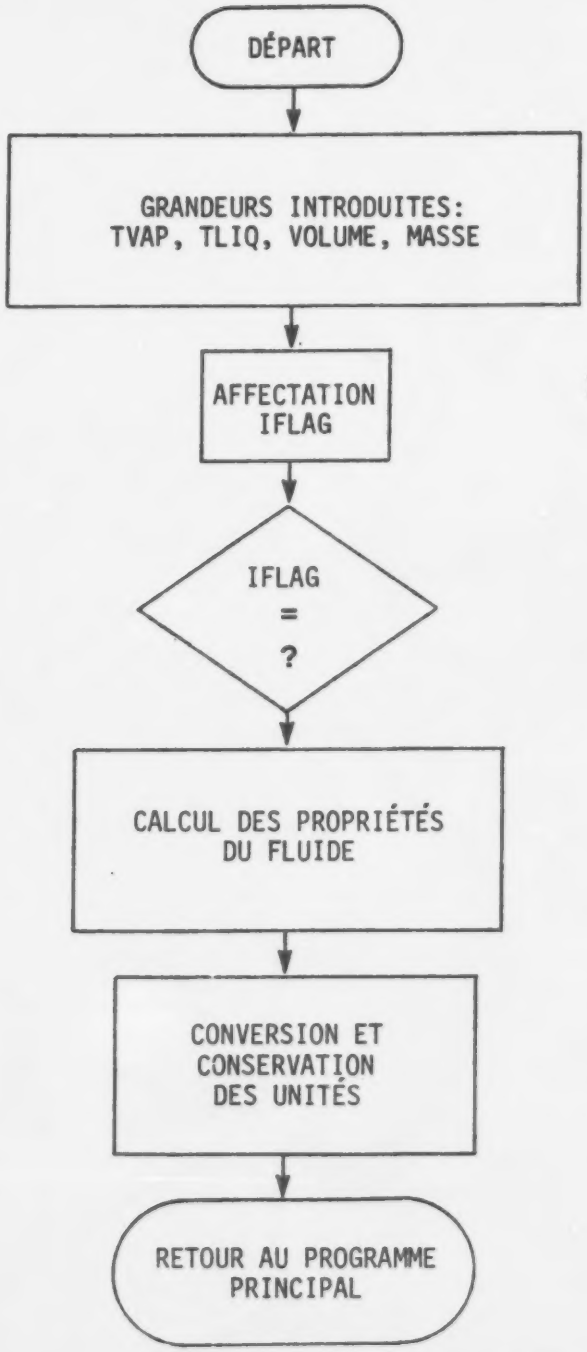


Figure 45 Simulation sur ordinateur: organigramme et résultats



IFLAG
1: LIQUIDE SATURÉ + VAPEUR SATURÉE
2: LIQUIDE SATURÉ + VAPEUR SURCHAUFFÉE
3: VAPEUR SEULEMENT
4: LIQUIDE SEULEMENT

Figure 46 Organigramme du sous-programme TDPROP

En plus de ces grandeurs, la tension superficielle, la conductivité thermique et la viscosité peuvent être calculées à l'aide des sous-programmes de fonction SURTEN, CONDUC et VOSCOS. Les termes d'amélioration dans la région critique n'apparaissent pas dans ce sous-programme.

On trouvera dans le volume 5 du rapport final [4] la liste complète des programmes.

5.3 Géométrie du wagon-citerne

Un sous-programme Fortran appelé "GEOM" permet d'analyser la géométrie d'un réservoir cylindrique en fonction de l'angle d'inclinaison par rapport à l'horizontale. Le programme détermine l'aire mouillée (WSA) et l'aire chauffée par les flammes (FSA), deux grandeurs indispensables pour analyser les transferts de chaleur au chargement du réservoir.

Selon l'angle d'inclinaison, le liquide (la vapeur) peut prendre trois formes possibles: cylindre tronqué, coin et coin tronqué (figure 47). Des formules générales pour le volume, FSA et WSA ont été développées pour chaque forme. Ces formules ont ensuite été exprimées de façon à ne comporter qu'une seule dimension inconnue chacune. Les diverses dimensions ont été reliées à l'angle d'inclinaison et aux dimensions du réservoir. La seule dimension inconnue peut alors être déterminée explicitement ou par itération, et les autres dimensions nécessaires pour déterminer WSA et, par conséquent, FSA peuvent être évaluées.

Le programme est décrit en détail dans le volume 5 (4).

5.4 Calorimètre à surface cylindre

Afin d'observer les phénomènes thermohydrauliques dans le fluide provoqués par une flamme à effet de chalumeau, un calorimètre à surface cylindrique a été construit et certains tests préliminaires ont été effectués. Le calorimètre d'un diamètre de 101 mm a été fixé à un réservoir de pyrex en forme de T de 152 mm de diamètre sur 101 mm et de 305 mm de longueur. Des fenêtres d'extrémité en plexiglas permettaient d'observer l'écoulement et le transfert de chaleur, à des flux thermiques allant jusqu'à 570 kW/m^2 sur la surface (figure 48).

Les premiers tests ont été effectués avec de l'eau, l'axe du calorimètre étant orienté à 25° au-dessous de l'horizontale; ils ont révélé la formation d'une couche stratifiée qui est devenue de plus en plus épaisse jusqu'à ce que tout le contenu du réservoir soit entraîné dans un mouvement de rotation antihoraire prononcé accompagné d'une grande production de bulles sous l'effet de l'ébullition germinée sur la plaque (figure 49).

Cette expérience n'était que préliminaire et il faudra des expériences plus poussées et une analyse du phénomène pour quantifier ce dernier.

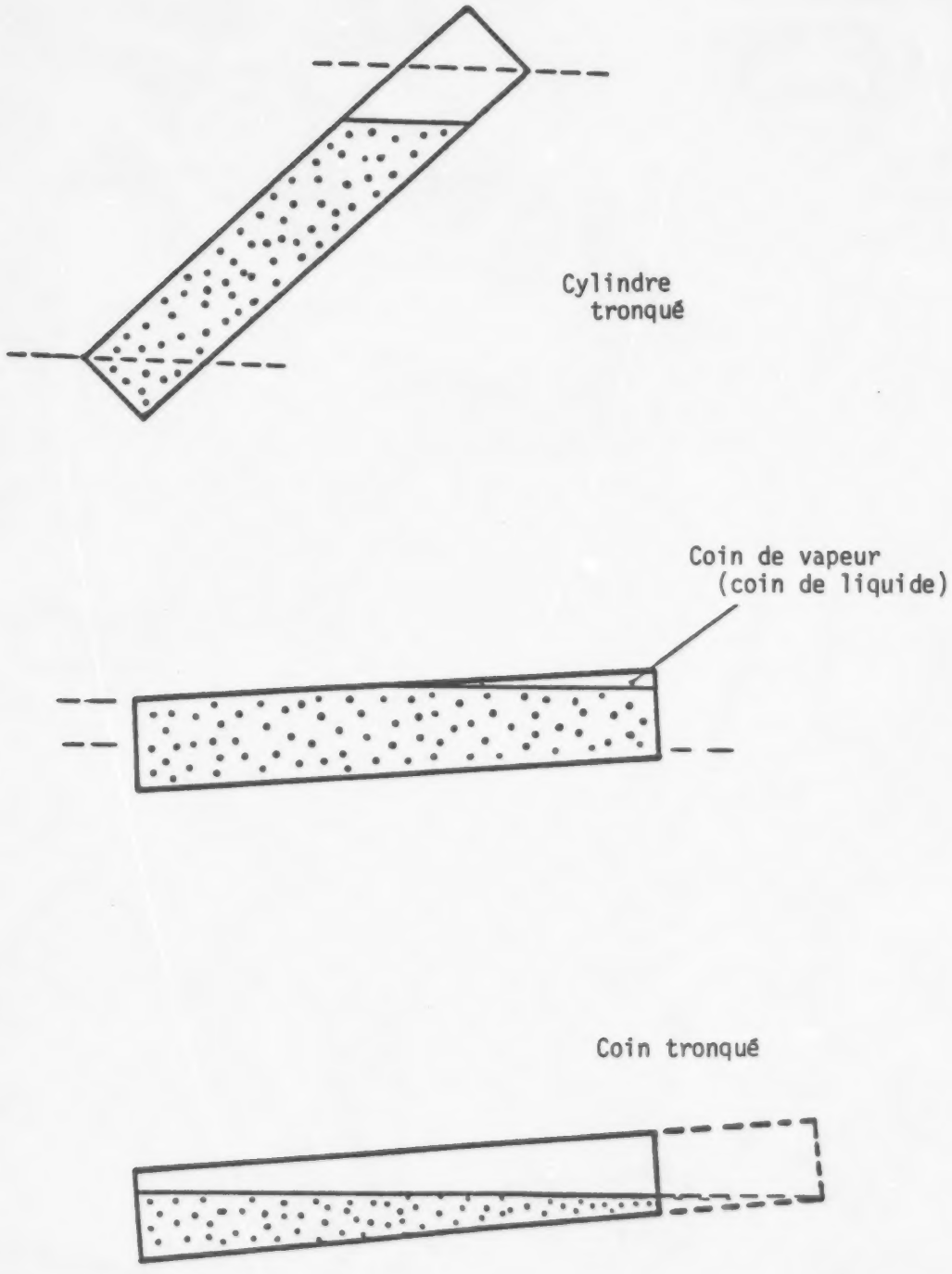


Figure 47 Géométrie du réservoir selon l'angle d'inclinaison et le taux de remplissage

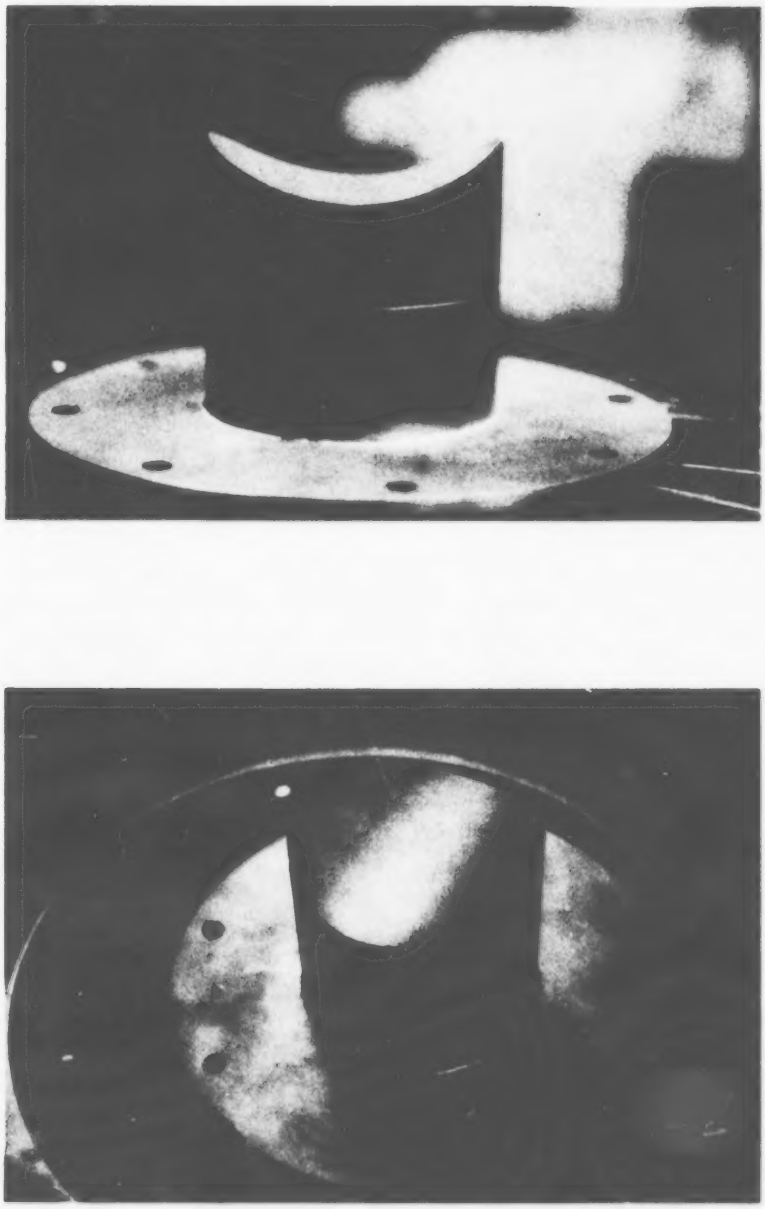


Figure 48 Photos du dispositif de chauffage à effet de chalumeau

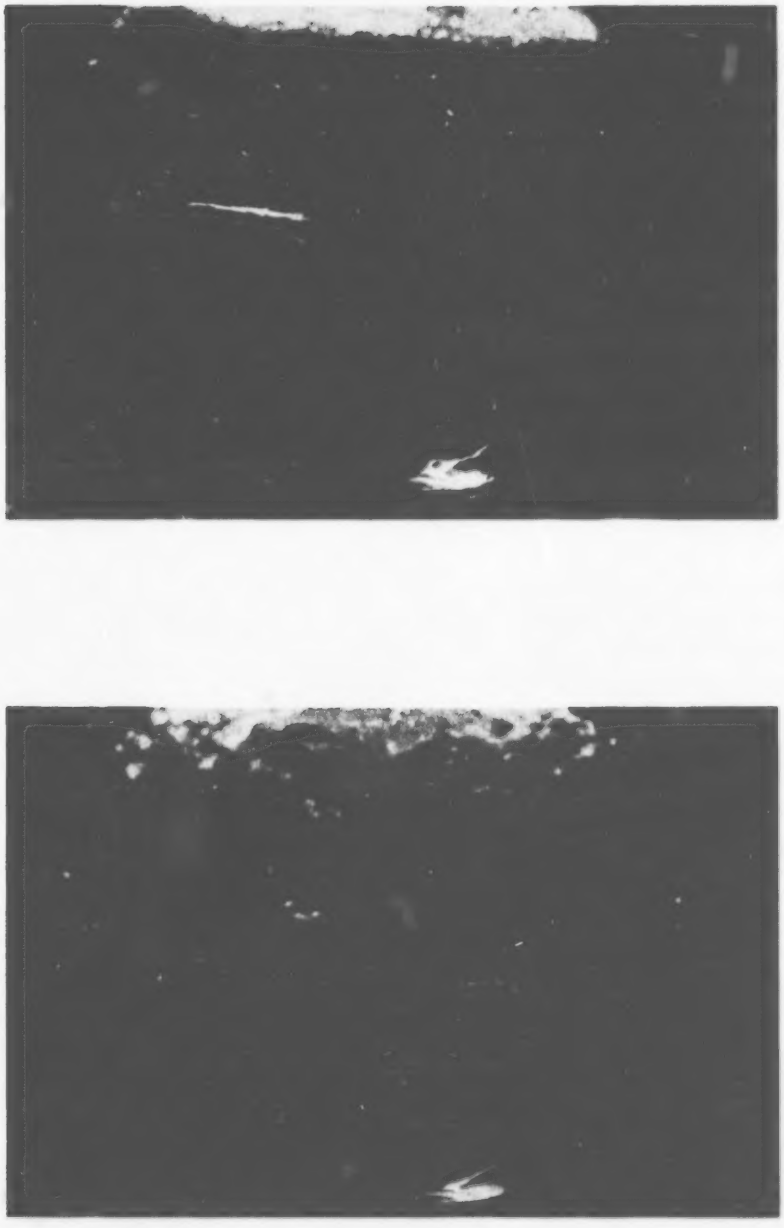


Figure 49 Ébullition produite par une flamme à effet de chalumeau

5.5 Conductivité thermique et conductance de contact du dispositif EXPLOSAFE

La conductivité thermique du dispositif EXPLOSAFE, qui est constitué de feuilles d'aluminium et sert à augmenter le transfert de chaleur dans un réservoir sous pression, a été mesurée sur une gamme de température allant de 5 à 70 °C. Les mesures ont été effectuées avec des dispositifs EXPLOSAFE de configurations, d'orientations et d'épaisseurs différentes. De plus, la conductance de contact thermique entre une matrice EXPLOSAFE et la paroi a été déterminée pour une configuration particulière en fonction de la pression, et une corrélation simple a été établie.

Pour ce test, on a utilisé un chauffe-plaque protégé avec un micro-ordinateur en direct (Hewlett-Packard 85), ainsi que le système de saisie de données Hewlett-Packard 3497.

5.5.1 Montage expérimental

L'installation (figure 50) utilisée était constituée d'une plaque chaude et de deux plaques froides montées de chaque côté de la plaque chaude. Deux dispositifs EXPLOSAFE identiques ont été fixés entre la plaque chaude et les plaques froides. Un dispositif de chauffage de garde entourait la plaque chaude pour empêcher les pertes de chaleur par les bords. Un liquide de refroidissement à température contrôlée circulait via les plaques froides. Quatre dynamomètres ont été fixés au montage pour mesurer la force de pression entre les plaques chaude-froides et les dispositifs EXPLOSAFE. Les températures du dispositif de chauffage de garde, du dispositif de chauffage principal et des plaques froides ont été ajustées de façon à obtenir la différence de température en régime permanent de part et d'autre du spécimen EXPLOSAFE et le flux thermique ont été mesurés pour déterminer la conductivité thermique apparente, λ_a, y compris l'effet de la conductance de contact. La conductivité thermique vraie dans la masse du spécimen, λ_t, a été estimée après l'application d'une graisse thermoconductrice (Wakefield Thermal Compound 120-8) aux surfaces de contact. Dans ce cas, la conductance thermique peut être supposée infinie en raison du contact quasi parfait établi entre le spécimen et les plaques chaude-froides.

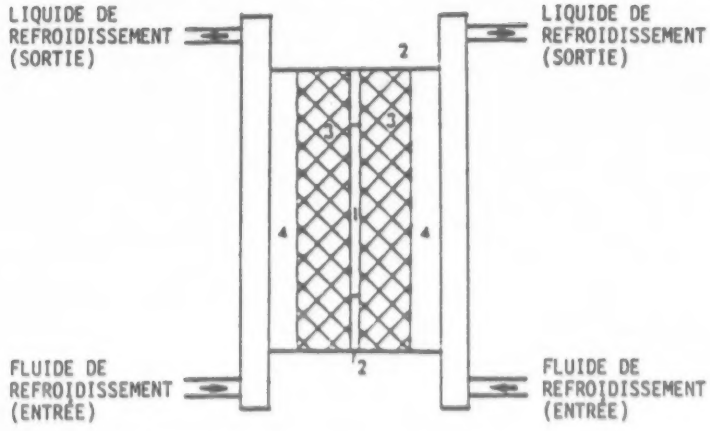
$$Q = \lambda_t \, A \, [(\Delta T_L/\Delta X_L) + (\Delta T_R/\Delta X_R)]$$

A l'aide de ces résultats, on a pu calculer la conductance de contact, h_c, à partir des mesures effectuées dans les tests où la graisse thermoconductrice n'a pas été utilisée.

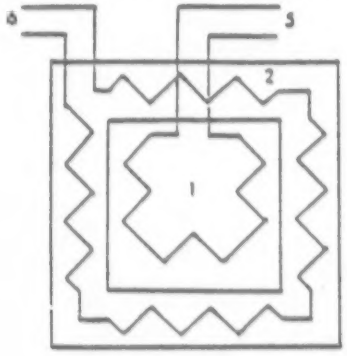
$$\frac{\Delta T_L}{\Delta X_L/\lambda_a} + \frac{\Delta T_R}{(\Delta X_R/\lambda_a)} = \frac{Q}{A} \quad \frac{\Delta T_L}{(2/h_c) + (\Delta X_L/\lambda_t)}$$

$$+ \frac{\Delta T_R}{(2/h_c) + (\Delta X_R/\lambda_t)}$$

a) Plaque chaude protégée



b) Dispositif de chauffage principal et de chauffage de garde



Légende
1. Dispositif de chauffage principal
2. Dispositif de chauffage de garde
3. Échantillon
4. Plaque froide
5. Alimentation d'un dispositif de chauffage principal
6. Alimentation d'un dispositif de chauffage de garde

Figure 50 Dispositifs de chauffage de la plaque chaude

5.5.2 Dispositifs testés

Les dispositifs EXPLOSAFE testés ont été fournis par Vulcan Industrial Packaging Limited (Canada). Les diverses configurations (I, II et III) et orientations (V et H) utilisées pour les tests sont illustrées sur la figure 51. Pour les configurations I et II, les lettres V (verticale) et H (horizontale) indiquent la direction de la normale au plan de la cellule élémentaire du réseau EXPLOSAFE. Pour la configuration III, V et H indiquent l'orientation de l'axe principal de la cellule élémentaire. Les dispositifs testés avaient des épaisseurs de 25 et 50 mm.

5.5.3 Calculs

Un modèle a été élaboré pour calculer la conductivité thermique des dispositifs EXPLOSAFE des configurations I et III. On a supposé que le transfert de chaleur à travers le dispositif EXPLOSAFE n'était dû qu'à la conduction à travers la feuille d'aluminium. L'expression obtenue pour la conductivité thermique, λ_{th}, est

$$\lambda_{th} \quad \lambda_{al} \quad \frac{\Delta X}{L_p} \cdot \frac{A_f}{A_e}$$

où $A_e = A_{vap} + A_l$.

La longueur L_p et la section A_f du trajet de conduction de la chaleur dans le papier d'aluminium, ainsi que la section efficace A_e du dispositif EXPLOSAFE par trajet de conduction (figure 52), ont été mesurées directement sur les dispositifs testés.

5.5.4 Résultats et discussion

La conductivité thermique apparente λ_a de tous les spécimens a été mesurée à des températures moyennes de 5 à 70 °C (figure 53).

Les conductivités thermiques vraies des configurations I et III ont été mesurées et calculées. Les résultats sont donnés dans le tableau 8.

La conductivité thermique apparente, λ_a, a été mesurée en fonction de la pression pour la configuration III dans la gamme allant de 1,69 à 4,65 kPa. L'augmentation de λ_a avec la pression est due à une plus grande conductance de contact à l'interface EXPLOSAFE-plaque. A l'aide des résultats de la figure 54, la conductance de contact thermique a été déterminée en fonction de la pression:

$$h_c = 193,32 + 41,10\ P$$

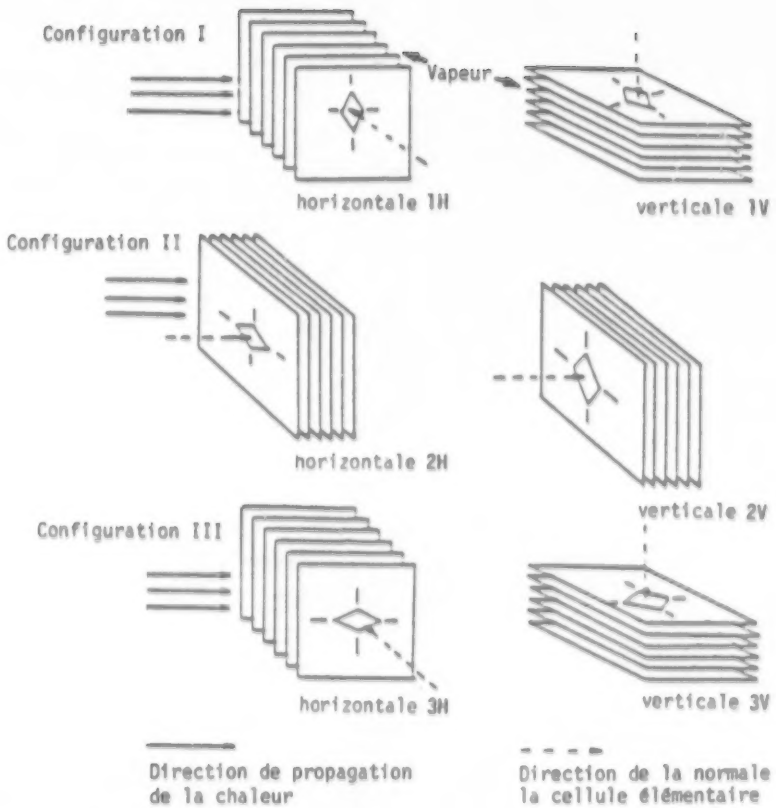


Figure 51 Configurations et orientations des dispositifs EXPLOSAFE

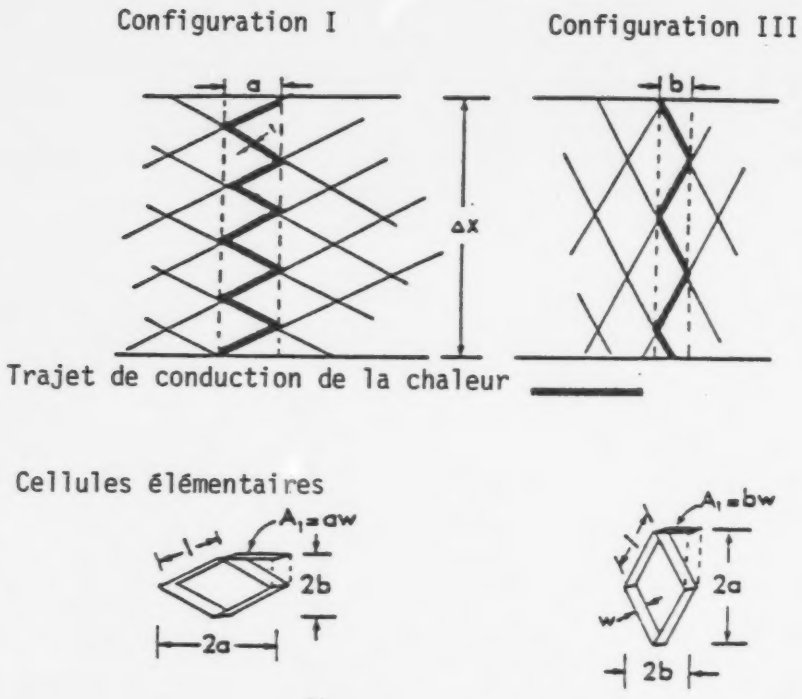


Figure 52 Modèle de transfert de la chaleur pour le dispositif EXPLOSAFE

configuration	λ_c, $W.m^{-1}.K^{-1}$	
	valeur calculée	valeur mesurée
configuration I	0,409	0,45
configuration II	0,106 [5]	0,20
configuration III	2,414	2,25 H 2,60 V

Tableau 8 Conductivité thermique vraie du dispositif EXPLOSAFE

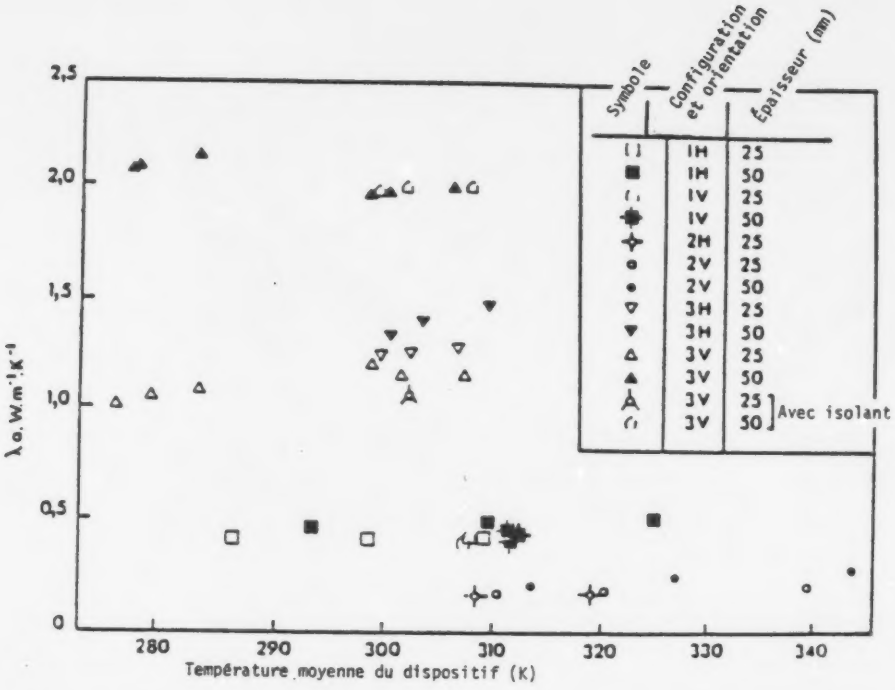


Figure 53 Conductivité thermique apparente du dispositif EXPLOSAFE

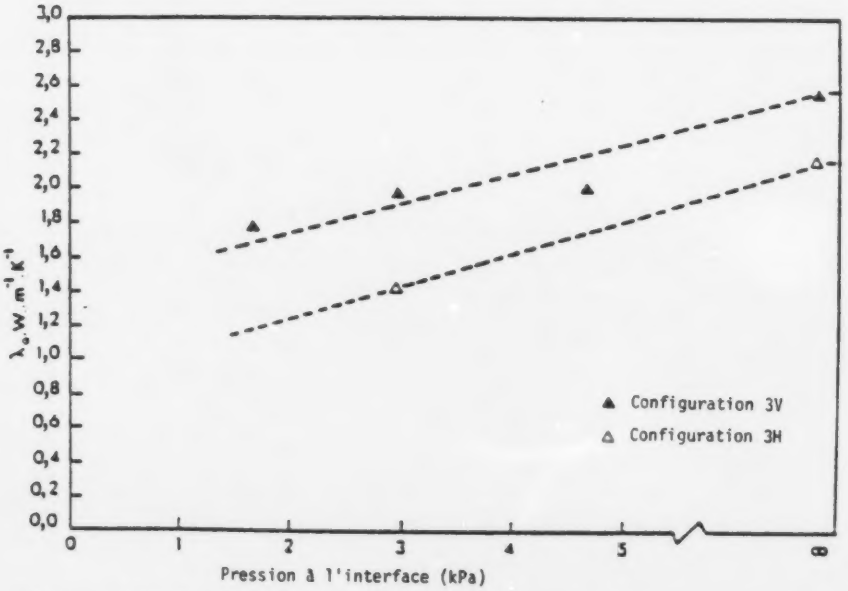


Figure 54 Conductivité thermique apparente du dispositif EXPLOSAFE en fonction de la pression

TÂCHE 6. Effets des flammes enveloppantes et d'une flamme à effet de chalumeau

Les indices d'échange thermique par rayonnement entre des flammes enveloppantes et le réservoir ainsi qu'entre une flamme à effet de chalumeau et le réservoir ont été analysés et les résultats ont été préparés pour être publiés et présentés [5,6].

Une série de tests (tableau 9) a été effectuée pour déterminer la variation du flux thermique sur une surface cylindrique soumise à la fois à des flammes enveloppantes et à une flamme à effet de chalumeau à propane.

Trois cuvettes d'acier de 30, 60 et 90 cm de diamètre ont été utilisées pour contenir les flammes enveloppantes.

Deux calorimètres de 8 et 25 mm de diamètre ont été placés à différentes positions dans les flammes (figures 55 et 56). Le dessus des calorimètres était à égalité avec l'extrémité de la buse à propane, à 7,5 cm au-dessus de la surface des cuvettes. Le taux de transfert de chaleur aux calorimètres a été déterminé par l'augmentation de l'enthalpie de l'eau traversant les calorimètres.

Le brûleur de propane à refroidissement à eau a été placé près du centre de la cuvette. La buse du brûleur était amovible et on pouvait utiliser une buse de grosseur appropriée à la taille de la cuvette. Un rotamètre étalonné a été utilisé pour mesurer le débit du propane.

Dans les expériences 4 à 6, un radiomètre a été utilisé près du centre de la cuvette pour mesurer le flux thermique local dans les flammes. Le dessus du radiomètre se trouvait à 7,5 cm au-dessus de la surface de la cuvette.

Des mesures ont été effectuées avec le calorimètre et le radiomètre dans le cas de flammes enveloppantes seulement et dans le cas d'une flamme à effet de chalumeau combinée à des flammes enveloppantes. Ceci a permis de comparer directement le flux total sur le calorimètre et le radiomètre avec et sans flamme à effet de chalumeau. Les données du tableau 9 indiquent que la présence de flammes à effet de chalumeau ne modifie pas substantiellement le flux thermique sur le calorimètre ou le radiomètre dans les conditions où les tests ont eu lieu.

Tableau 9 Flux thermique sur les calorimètres et le radiomètre dans les expériences avec flammes enveloppantes à effet de chalumeau [6]

Diamètre du calorimètre = 1"

Test n°	Diamètre de la cuvette (pi)	Flux thermique flammes enveloppantes (kW/m^2)	Flux thermique flammes enveloppantes et flamme à effet de chalumeau (kW/m^2)	Variation du flux thermique (%)	Débit du propane (pi^3/min)	Débit cible du propane (pi^3/min)	Débit d'eau (kg/s)
1*	1	31,42	38,3	+22%	0,487	3,85	$2,63 \times 10^{-3}$
2*	1	61,37	66,31	+ 8%	0,487	3,85	$2,63 \times 10^{-3}$
3*	1	66,14	67,76	+ 2%	0,487	3,85	$2,63 \times 10^{-3}$
4**	1	53,69	54,21	+ 1%	3,3	3,85	$1,88 \times 10^{-3}$
5**	2	25,73	25,28	- 1,75%	6,84	15,48	$5,47 \times 10^{-3}$

Diamètre du calorimètre = 0,25"

Test n°	Diamètre de la cuvette (pi)	Flux thermique flammes enveloppantes (kW/m^2)	Flux thermique Flammes enveloppantes et flamme à effet de chalumeau (kW/m^2)	Variation du flux thermique (%)	Débit du propane (pi^3/min)	Débit cible du propane (pi^3/min)	Débit d'eau (kg/s)
1*	1	46,63	49,68	+ 6,5%	0,487	3,85	$2,03 \times 1^{-3}$
2*	1	79,68	75,68	- 5%	0,487	3,85	$1,73 \times 10^{-3}$
3*	1	88,06	87,25	- 1%	0,487	3,85	$1,75 \times 10^{-3}$
4**	1	--- ***	--- ***		3,3	3,85	$2,07 \times 10^{-3}$
5**	2	59,29	52,63	-11%	6,84	15,48	$2,47 \times 10^{-3}$

Radiomètre

Test n°	Diamètre de la cuvette (pi)	Flux thermique flammes enveloppantes (kW/m^2)	Flux thermique Flammes enveloppantes et flamme à effet de chalumeau (kW/m^2)	Variation du flux thermique (%)	Débit du propane (pi^3/min)	Débit cible du propane (pi^3/min)
4	1	23,82	22,57	-5,27%	3,3	3,85
5	2	53,21	53,80	+1,10%	6,84	15,48

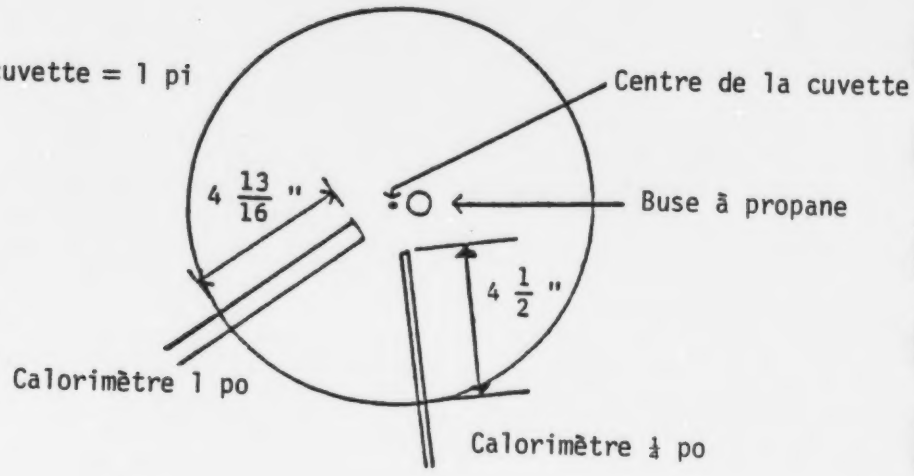
* La position des appareils de mesure dans les flammes enveloppantes est indiquée sur la figure I de l'appendice.

** La position des appareils de mesure dans les flammes enveloppantes est indiquée sur la figure II de l'appendice.

*** Pour les données expérimentales, voir la table II de l'appendice.

Test no 1

Diamètre de la cuvette = 1 pi



Tests no 2 et 3

Diamètre de la cuvette = 1 pi

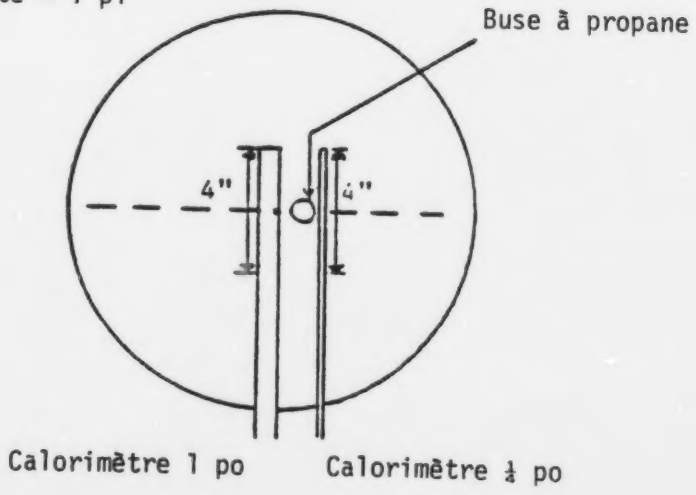


Figure 55 Positions des appareils de mesure dans les flammes enveloppantes pour les tests 1 à 3 (vue du dessus)

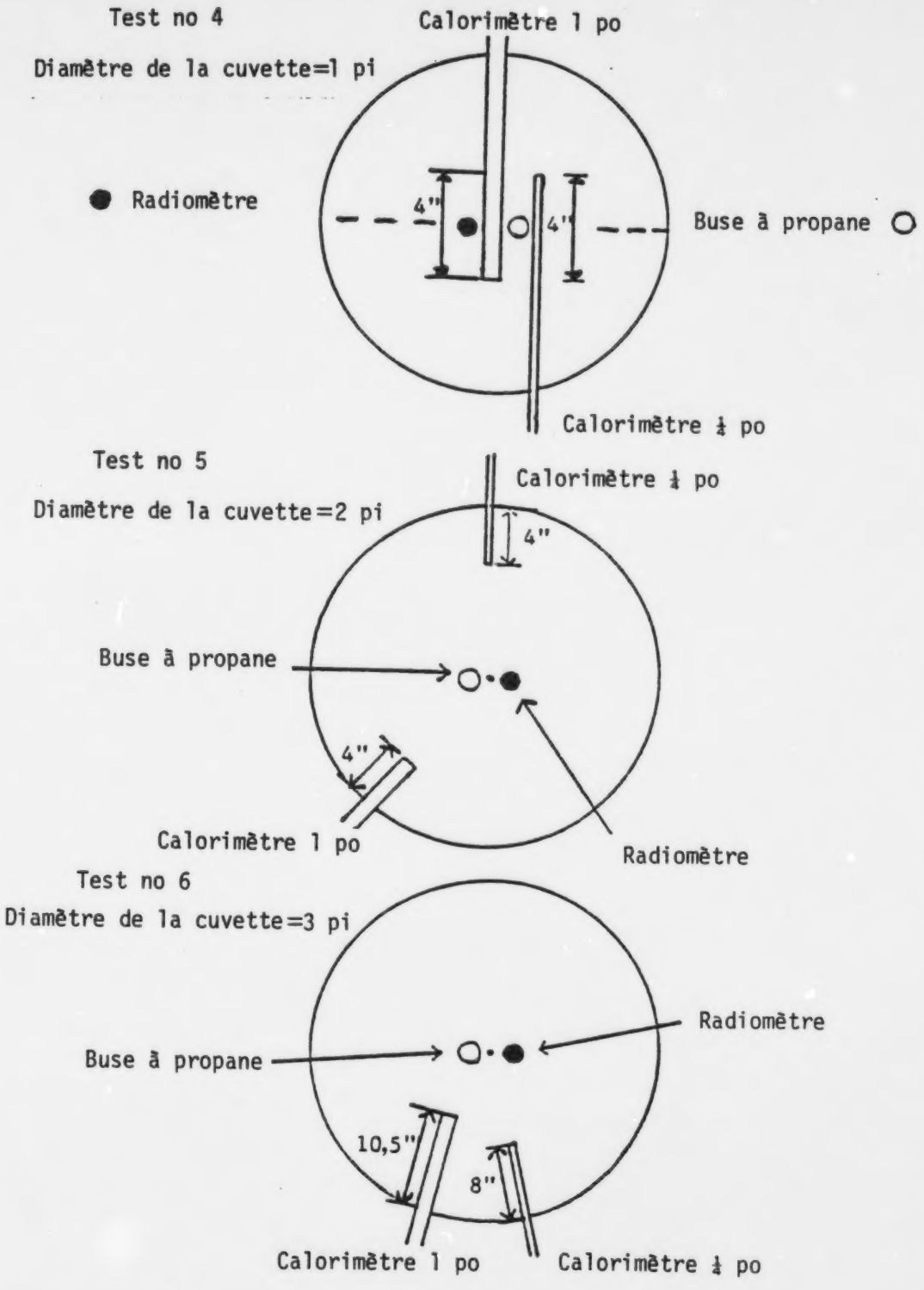


Figure 56 Positions des appareils de mesure dans les flammes enveloppantes pour les tests 4 à 6 (vue du dessus)

TÂCHE 7. Tests avec le liquide R12

Préalablement aux tests avec le liquide R12, le réservoir intérieur en acier inoxydable (tâche 1) a été réusiné pour réduire l'épaisseur de la paroi à 3 mm. Ces tests ont été remis à une période indéterminée par suite des modifications apportées au calendrier des expériences pour les tests de la phase II et en raison des exigences relatives aux thèses des étudiants.

TÂCHE 8. Présentation audio-visuelle des résultats

Les résultats de tous les tests ont été enregistrés sur cassette vidéo VHS 3/4" (volume 8a) [7]. Le matériel audio-visuel, qui a été obtenu de diverses sources (Société Radio-Canada, AAR, AFPA), doit être incorporé dans une production vidéo finale décrivant l'historique du programme appuyé par le CDT et résumant les résultats obtenus dans toutes les phases du programme.

TÂCHE 9. Présentation des données mesurées

Toutes les données mesurées lors des expériences énumérées dans le tableau 3 apparaissent dans le volume 8b [7] sous forme d'imprimés et de graphiques produits par ordinateur de tous les paramètres expérimentaux en fonction du temps.

CONCLUSIONS

Une installation expérimentale a été élaborée, décrite et utilisée pour étudier le comportement thermohydraulique de gaz liquifiés sous pression et conservés dans un réservoir soumis à des flammes simulant un incendie accidentel. Cette étude a consisté à observer le comportement des fluides sous pression lorsque le réservoir, qui est muni d'une soupape de sûreté, est chauffé, et à analyser la stratification thermique du liquide en convection libre, l'effet sur le processus d'ébullition de l'orientation et du fini des surfaces, les effets combinés de flammes enveloppantes et d'une flamme à effet de chalumeau, le transfert de chaleur à la vapeur, l'effet du dispositif de protection interne ainsi que d'autres questions connexes.

Les conclusions de ce travail peuvent être résumées comme suit:

1. Une installation expérimentale pour observer le comportement thermohydraulique de gaz liquifiés sous pression et conservés dans un réservoir chauffé extérieurement a été conçue, construite et utilisée dans un programme d'expériences continues pour simuler les incendies avec des réservoirs protégés par des soupapes de sûreté et d'autres dispositifs.

2. Dans ces réservoirs, la pression interne du chargement est déterminée par la température à la surface du liquide et la présence éventuelle d'une vapeur à point d'ébullition peu élevé contenant des impuretés ou d'un ballast gazeux non condensable. La stratification thermique du liquide résulte du transfert de chaleur à travers la paroi sur une partie seulement de la paroi mouillée par le liquide; une région instable au bas du réservoir réchauffe le coeur du liquide. Ce phénomène a été étudié avec et sans dispositif EXPLOSAFE.

3. Des expériences effectuées avec des surfaces ordinaires, des surfaces traitées et des surfaces munies de dispositifs EXPLOSAFE et visant à déterminer les effets de l'inclinaison et du flux thermique sur le transfert de chaleur indiquent qu'avec des flux thermiques moyens ou élevés, l'inclinaison a peu d'effet sur l'ébullition germinée.

   Toutefois, pour l'ébullition pelliculaire, on observe une forte réduction du transfert de chaleur avec les surfaces dirigées vers le bas. On observe aussi avec les surfaces munies du dispositif EXPLOSAFE une nette diminution du transfert de chaleur en ébullition germinée à tous les angles d'inclinaison.

4. Une analyse préliminaire du gonflement à deux phases résultant de l'ébullition en convection naturelle dans les réservoirs partiellement remplis de liquide a été effectuée.

5. Des tests effectués avec un réservoir muni de dispositifs EXPLOSAFE de 25 et 50 mm d'épaisseur n'ont pu établir aucune utilité réelle de ce dispositif de protection. Le transfert de chaleur est légèrement ralenti, bien que la température de la vapeur soit réduite dans une certaine mesure par le dispositif.

6. En vaporisant un métal fondu sur la surface intérieure d'un réservoir, on peut obtenir un revêtement de métal poreux permettant un très grand transfert de chaleur à de très faibles différences de température. L'utilisation de ces surfaces semble prometteur comme mesure de protection. Ces revêtements, particulièrement s'ils sont utilisés avec les dispositifs à effet geyser proposés dans ce travail, pourraient refroidir la vapeur sensiblement.

7. La conductivité thermique et la conductance de contact du dispositif EXPLOSAFE ont été déterminées pour diverses configurations avec des dispositifs de 25 et de 50 mm d'épaisseur.

8. Des mesures préliminaires sur l'échange de chaleur par rayonnement entre des flammes enveloppantes peu intenses et une flamme à effet de chalumeau indiquent que le flux thermique sur les surfaces enveloppées par les flammes est pratiquement inchangé par la présence de la flamme à effet de chalumeau.

En plus de ces conclusions, on trouvera d'autres conclusions spécifiques importantes dans les volumes qui suivent ce sommaire.

RECOMMANDATIONS

En raison des résultats soulignés dans ce rapport, nous recommandons que le CDT poursuive son aide et subventionne un programme d'études permettant de continuer à utiliser l'installation expérimentale conçue pour les travaux décrits dans ce rapport. Les domaines où des travaux plus poussés seraient nécessaires sont les suivants:

1. La formation et la stratification de la couche limite à deux phases sous-refroidie et saturée.

2. Les effets, sur la dépressurisation et le comportement thermohydraulique du chargement, de l'orientation de la soupape, du flux thermique, du taux de remplissage du réservoir et du diamètre de l'orifice de la soupape.

3. L'utilisation de surfaces intérieures à transfert de chaleur élevée pour refroidir la vapeur.

4. Le transfert de chaleur à la vapeur durant le gonflement et la dépressurisation.

5. La modélisation sur ordinateur du comportement thermique d'un wagon-citerne.

OUVRAGES CITÉS

1. N.U. Aydemir, J.E.S. Venart et A.C.M. Sousa, Transient Natural Convection in a Partially Filled Horizontal Cylinder, Rapport final, volume 2, TP 7514E, Centre de développement des transports, Transports Canada.

2. G. Qureshi, J.E.S. Venart, A.C.M. Sousa et F.R. Steward, Experimental Determination of the Heat Transfer in the Vapour Space of a Partially Filled Horizontal Cylinder, Rapport final, volume 3, TP 7515E, Centre de développement des transports, Transports Canada.

3. D.S. Jung, J.E.S. Venart et A.C.M. Sousa, Pool Boiling Heat Transfer: The Effects of Enhanced Surfaces and Inclination, Rapport final, volume 4, TP 7516E, Centre de développement des transports, Transports Canada.

4. J.E.S. Venart, A.C.M. Sousa, F.R. Steward et al, Supporting Studies, Rapport final, volume 5, TP 7518E, Centre de développement des transports, Transports Canada.

5. Published Papers, Rapport final, volume 6, TP 7519E, Centre de développement des transports, Transports Canada.

6. F.R. Steward et S. Wong, Pool Fire - Flare Interactions, Rapport final, volume 7, TP 7520E, Centre de développement des transports, Transports Canada.

7. J.E.S. Venart, A.C.M. Sousa et F.R. Steward, Tank Simulator Test Data, Rapport final, volume 8, TP 7521E, Centre de développement des transports, Transports Canada.

APPENDICE A

APPENDICE A.1

TP 7514E

TANK CAR THERMAL RESPONSE ANALYSIS: FINAL REPORT, VOLUME 2 TRANSIENT NATURAL CONVECTION IN A PARTIALLY FILLED HORIZONTAL CYLINDER

N.U. Aydemir, J.E.S. Venart, A.C.M. Sousa

TABLE OF CONTENTS

		Page
I	INTRODUCTION	1
	1.1 Objectives	1
	1.2 The Physical Phenomena	5
	1.3 The Mathematical Model	10
	1.4 Possible Solutions of the Governing Equations of Motion	13
II	INTEGRAL ANALYSIS	15
	2.1 Introduction	15
	2.2 Analysis	16
	2.3 An Exact Solution of the Integral Equations of Motion	20
III	A THERMAL STRATIFICATION MODEL	28
	3.1 Introduction	28
	3.2 A Model for Thermal Stratification	31
	3.3 Approximate Analysis of Hydrodynamic Stability of a Boundary Layer on a concave Surface	33
	3.4 Final Describing Equations	36
	3.5 Modifications of Flow Properties for a Porous Boundary Layer	38
	3.6 Effects of External Stratification on the Boundary Layer	39
	3.7 Results and Discussion	41
IV	FINITE DIFFERENCE SOLUTIONS	46
	4.1 Introduction	46
	4.2 The Difficulties Associated with the Geometry and a Possible Approach	47
	4.3 The Boundary Conditions	53
	4.4 Discretization in the $\zeta-\eta$ Plane; Disadvantages and Advantages	58
	4.5 Solution Method and Algorithm	59
	4.6 Test Runs	61
	4.7 Heat Lines	78
	4.8 Conclusions	84
REFERENCES		88
APPENDIX A	PERTURBATION SOLUTIONS FOR EXTERNAL STRATIFICATIONS	91
APPENDIX B	TRANSFORMED EQUATIONS OF MOTION	95
APPENDIX C	DISCRETIZED EQUATIONS	97
APPENDIX D	COMPUTATIONAL FLOW CHART	99

APPENDICE A.2

TP 7515E

TANK CAR THERMAL RESPONSE ANALYSIS: VOLUME 3 EXPERIMENTAL DETERMINATION OF THE HEAT TRANSFER IN THE VAPOUR SPACE OF A PARTIALLY FILLED HORIZONTAL CYLINDER

G. Qureshi, J.E.S. Venart, A.C.M. Sousa, F.R. Steward

TABLE OF CONTENTS

		Page
I	INTRODUCTION	1
	1.1 Introduction	1
	1.2 Literature Review	5
	1.2.1 Heat Transfer in Partially Filled Horizontal Cylinders	7
	1.2.2 Geysering Systems	7
II	EXPERIMENTAL FACILITY	9
	2.1 The Test Section	9
	2.1.1 The Horizontal Cylinder	10
	2.1.2 The Heating System	11
	2.1.3 Weighing System for Mass Flow Measurements	12
	2.1.4 Thermocouple Assembly	12
	2.1.5 Pressure Transducer	13
	2.1.6 Video-recording Unit	14
	2.1.7 Expected Accuracy of Measurements	14
	2.2 Design of the Pressure Relief Valve	15
	2.3 Test Program and Experimental Procedure	19
III	EXPERIMENTAL RESULTS	22
	3.1 Wall and Vapour Temperature Profiles in the Vapour Space of the Unprotected Tank	22
	3.1.1 76% Liquid Fill	23
	3.1.2 58% Liquid Fill	25
	3.1.3 23% Liquid Fill	26
	3.1.4 Effect of the Valve Orifice Area on Wall and Vapour Temperature Profiles	28
	3.2 Wall and Vapour Temperature Profiles in the Vapour Space of the Explosafe Equipped Tank	29
	3.2.1 76% Liquid Fill	30
	3.2.2 58% Liquid Fill	31
	3.2.3 23% Liquid Fill	32
IV	HEAT TRANSFER MODELS AND CORRELATIONS	34
	4.1 General Model for the Heat Transfer in the Vapour Space of a Tank with and without Explosafe	34
	4.1.1 The UNB Tank	35
	4.1.2 Full and One-Fifth Scale Tanks	37
	4.1.3 One-Fifth Scale Tank (NOVA)	38
	4.2 Model for the Heat Transfer in the Vapour Space of the UNB Tank Using an Alternate Method	39
	4.3 Analysis of Vapour Space Heat Transfer Results	41
	4.3.1 Unprotected Tanks	41
	4.3.2 Explosafe Equipped Tanks	44
	4.4 Correlation Development	45
V	ALTERNATE PROTECTION METHOD	50
	5.1 Description of the Problem	50

5.2 Purpose of this Work 52
5.3 Geyser Prediction Model and Correlation 52
5.4 Optimisation of the Diameter and the Critical Heat Flux 54
5.5 Heat Transfer Models for Geyser and non-Geyser Heat Flux 55
5.5.1 Without Geysering 56
5.5.2 Geysering Situation 57
5.6 System Designs for Geysers 59

VI CONCLUSIONS AND RECOMMENDATIONS 61
6.1 Conclusions 61
6.2 Recommendations 63

REFERENCES 66

FIGURES 68

APPENDICES
I (a) Flow Diagram for the Experimental Scanning Program . . 111
(b) Listing of the Experimental Scanning Program 112

II (a) Flow Diagram for the Plotting Program 116
(b) Listing of the Plotting Program 117

III Thermocouple Layout and Experimental Data 120
III.1 Heat Transfer in the UNB Vessel Using an Alternate Method 140
III.2 Heat Transfer in the Vapour Space of an Unprotected Vessel 141
III.3 Sample Calculations 144
III.3.1 Conduction Heat Transfer in the Vapour Space 144
III.3.2 Radiation Heat Transfer from the Vapour Space Wall to the Liquid Surface in the UNB Vessel 145
III.3.3 Heat Transfer Coefficient 148
III.3.4 Nusselt and Fourier Numbers 153
III.3.5 Convection Heat Transfer in the Vapour Space of the UNB Vessel (an Alternate Method) . . . 155
III.3.6 Verification of the Assumption T_w (outer surface) = T_w (inner surface) . . . 161

APPENDICE A.3

TP 7516E

TANK CAR THERMAL RESPONSE ANALYSIS: VOLUME 4 POOL BOILING HEAT TRANSFER: THE EFFECTS OF ENHANCED SURFACES AND INCLINATION

D.S. Jung, J.E.S. Venart, A.C.M. Sousa

TABLE OF CONTENTS

		Page
I	INTRODUCTION	1
	1.1 Introduction	1
	1.2 Study Objectives	3
II	LITERATURE REVIEW	5
	2.1 Introduction	5
	2.2 Effect of Surface Orientation	8
	2.3 Boiling Phenomena from Enhanced Surfaces	13
	2.4 Effect of Swelling	15
III	EXPERIMENTS	17
	3.1 Apparatus	17
	3.2 Experimental Procedure	31
	3.3 Instrumentation and Data Acquisition Procedures	33
IV	ANALYSIS OF SWELLING	37
	4.1 Analysis	37
	4.2 Results and Discussion	41
V	RESULTS AND DISCUSSION	45
	5.1 Experimental Results	45
	5.2 Discussion	55
	5.2.1 Single Phase Natural Convection	55
	5.2.2 Hysteris Effects in Incipient Boiling	61
	5.2.3 Nucleate Boiling	66
	5.2.4 Film Boiling	80
	5.2.5 Effect of Explosafe	88
	5.2.6 Effect of Pressure	90
	5.2.7 Evaluation of Constants in Rohsenow Correlation and their Variation	92
VI	CONCLUSIONS AND SUGGESTIONS FOR FUTURE WORK	102
	6.1 Conclusions	102
	6.2 Suggestions for Future Work	107
REFERENCES		110
APPENDIX A	MANUFACTURING PROCEDURE FOR UNB #2 SURFACE	113
APPENDIX B	DETAILED FLOW DIAGRAM OF THE SOFTWARE AND LISTING OF COMPUTER PROGRAM	114
APPENDIX C	HEAT LOSS CALCULATION METHOD AND POSSIBLE ERROR	120

APPENDICE A.4

TP 7518E

TANK CAR THERMAL RESPONSE ANALYSIS: VOLUME 5 SUPPORTING STUDIES

J.E.S. Venart, A.C.M. Sousa, F.R. Steward et al

TABLE OF CONTENTS

		Page
I	DRAFT MANUSCRIPT "Transient Laminar Free Convection in Horizontal Cylinders"	1-1
II	DRAFT MANUSCRIPT "Three Dimensional Formulation of the Radiant Heat Flux Variation in a Cylinder Engulfed in Flames" . . .	2-1
III	DRAFT MANUSCRIPT "Nucleate and Film Pool Boiling in R11: The Effects of Inclination Angle and Surface Enhancement"	3-1
IV	COMPUTER PROGRAMME "Rail Tank Car Geometry"	4-1
V	STUDY PAPER "Design, Construction and Testing of a Cylindrically Surfaced Calorimeter	5-1
VI	STUDY PAPER "Report on the Significance of Flare Radiation of Railway Cars Containing LPG"	6-1
VII	STUDY PAPER "Report on Pool Fire Experiments Related to Tank Car Modelling"	7-1
VIII	COMPUTER PORGRAMME "Developmant of Computer Code to Determine the Thermodynamic and Transport Properties of propane" . .	8-1

APPENDICE A.5

TP 7519E

TANK CAR THERMAL RESPONSE ANALYSIS:
VOLUME 6

PUBLISHED PAPERS

TABLE OF CONTENTS

		Page
I	DISCUSSION: Paper I (A.F. Roberts) Fire and Explosion Loss Prevention and Safety Promotion in the Process Industries Proc. Sept. 12-16, (1983) Harrogate, IChemE . .	1-
II	ABSTRACT: "Thermal Modelling of LPG Rail Tank Cars - Exposed to a Fire Environment". 4th Int. Conf. on Mathematical Modeling, Zurich, (Aug. 15-17, 1983) p. 164-5	1-14
III	PAPER: "Thermal Conductivity and Contact Conductance of EXPLOSAFE", Proc. 18th Int. Thermal Conductivity Conf., Rapid City, South Dakota (Oct. 1983) in press . . .	1-11
IV	ABSTRACT: "The Physical Behaviour of LPB Tank Cars under Accident Conditions", Comb. Inst. Can. Sect. Techn. Mtg. UNB *May, 1984	1-5
V	ABSTRACT: "Radiative View Factors Associated with Rail Tank Car Fires"., Comb. Inst. Com. Sect. Tech. Mtd. UNB (May, 1984)	1-6
VI	PAPER: "Experiments on the Physical Modeling of LPG Tank Cars under Accident Condition", Int. Symp. "Transport and Storage of LPG and LNG", Proc. Vol. 1 Royal Flemish Soc. of Engineers, Drugge (7-9th May 1984), p. 385-390	1-6
VII	PAPER: "Physical Behaviour of Pressure Liquefied Fuel Tanks in Fire Accidents", Proc. CSME 1984 Annual Conf. (May 1984), Halifax, N.S., pp. 349-371	1-23
VIII	PAPER" "Transient Thermal Stratification in Heated Partially Filled Horizontal Cylindrical Tanks", ASME/AIChE National Heat Transfer Conference, Niagara Falls, N.Y., (Aug. 5-8, 1984), ASME 84-HT-60 . . .	1-9
IX	PAPERS: "Incident Radiation from an Engulfing Pool Fire to a Horizontal Cylinder, Part I	1-28
	"Incident Radiation from a Flare to a Horizontal Cylinder, Part II" . . . . . Fire Safety Journal (in press - accepted Feb. 6, 1984)	1-31

APPENDICE A.6

TP 7520E

TANK CAR THERMAL RESPONSE ANALYSIS: VOLUME 7

POOL FIRE - FLARE INTERACTIONS

F.R. Steward, S. Wong

TABLE OF CONTENTS

		Page
I	INTRODUCTION	1
II	APPENDIX	4
III	SAMPLE CALCULATIONS	5

LIST OF FIGURES

	Page
FIGURE 1 Top View of the Positions of the Equipment in the Pool Fire for Tests 1 to 3	7
FIGURE 2 Top View of the Positions of the Equipment in the Pool Fire for Tests 1 to 3	8

LIST OF TABLES

	Page
TABLE I Heat Flux to Calorimeters and Radiometer in Proposal Pool Fire and Propane Flare Interaction Studies	3
TABLE II Experimental Results of Test #4	6

APPENDICE A.7

TP 7521E

TANK CAR THERMAL RESPONSE ANALYSIS: VOLUME 8 TANK SIMULATOR TEST DATA

J.E.S. Venart, A.C.M. Sousa, F.R. Steward

TABLE OF CONTENTS

	Page
TEST DATA NUMBER 5	1
TEST DATA NUMBER 6	36
TEST DATA NUMBER 7	69
TEST DATA NUMBER 13	103
TEST DATA NUMBER 14	138
TEST DATA NUMBER 15	171
TEST DATA NUMBER 16	204
TEST DATA NUMBER 17	234
TEST DATA NUMBER 18	266
CHANGE OF LIQUID LEVEL WITH TIME	298
TEST 15	299
TEST 16	300
TEST 17	301